

# IVW - Schriftenreihe Band 26

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH - Kaiserslautern

---

Ulrich Huber

Zur methodischen Anwendung der  
Simulation der Harzinjektionsverfahren

Die Deutsche Bibliothek – CIP-Einheitsaufnahme

Huber, Ulrich:

Zur methodischen Anwendung der Simulation der Harzinjektionsverfahren /

Ulrich Huber. – Kaiserslautern : IVW, 2002

(IVW-Schriftenreihe ; Bd. 26)

Zugl.: Kaiserslautern, Univ., Diss., 2001

ISBN 3-934930-22-0

Herausgeber: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH  
Erwin-Schrödinger-Straße  
Universität Kaiserslautern, Gebäude 58  
67663 Kaiserslautern

Verlag: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

Druck: Universität Kaiserslautern  
ZBT – Abteilung Foto-Repro-Druck

D-386

© Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2001

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photographie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISSN 1615-021X  
ISBN 3-934930-22-0

# **Zur methodischen Anwendung der Simulation der Harzinjektionsverfahren**

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik  
der Universität Kaiserslautern  
zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)**

genehmigte Dissertation

von

**Dipl.- Ing. Ulrich Huber**

aus Mannheim

Tag der mündlichen Prüfung: 2. Oktober 2001

Prüfungsvorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. D.-H. Hellmann
1. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. M. Maier
2. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. G. Ziegmann





## Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Zeitraum von Juli 1995 bis Dezember 2000 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Abteilung „Berechnung und Konstruktion“ an der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH (IVW) in Kaiserslautern.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Martin Maier für die Ermöglichung dieser Arbeit, die stets wohlwollende Unterstützung und die Übernahme des Hauptreferates. Ebenso danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Gerhard Ziegmann für die Übernahme des Koreferates sowie die sehr wertvollen Anregungen und die ergiebigen Diskussionen. Herrn Prof. Dr.-Ing. D.-H. Hellmann danke ich für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes und seine äußerst freundliche Unterstützung. Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Manfred Neitzel für die stets freundliche und wohlwollende Unterstützung.

Ebenso gilt mein Dank allen Mitarbeitern des Instituts, insbesondere den Abteilungen „Berechnung und Konstruktion“ und „Verarbeitungstechnik“, ohne die diese Arbeit nicht möglich gewesen wäre. Hier erwähne ich im besonderen Dipl.-Ing. Markus Steffens, Dipl.-Ing. Marcel Kuhn, Dipl.-Ing. Klaus Edelmann, Dipl.-Ing. Christian Kissinger sowie nicht zuletzt Dipl.-Ing. Dietmar Imbsweiler für die sehr angenehme Zeit am Institut und die fruchtbaren Diskussionen. Den studentischen Mitarbeitern Sandra Bornhofen sowie Christian Balzer danke ich für die stets sehr engagierte und nette Zusammenarbeit.

Nicht zuletzt danke ich an dieser Stelle meinen lieben Eltern, die mich im Verlauf meiner Ausbildung stets sehr großzügig und sorgend unterstützt und motiviert haben. Für ihr Vertrauen und die Nachsicht bin ich sehr dankbar.

Kaiserslautern, im November 2001

Ulrich Huber

## **Kurzfassung**

In der vorliegenden Arbeit wird die methodische Anwendung der Harzinjektionssimulation beschrieben. Hierzu werden drei Hauptaspekte betrachtet.

Zunächst werden die im verwendeten Simulationsmodell getroffenen Vereinfachungen auf ihre Auswirkung auf die Anwendung der Simulation untersucht. Für geringe Fließgeschwindigkeiten bis zu 3 cm/s konnte das Gesetz von D'Arcy als grundlegendes Fließmodell in kommerziell verfügbaren Simulationsprogrammen verifiziert werden. Die Vereinfachung eines Punktangusses als ein Ein-Knoten-Modell ist hingegen nicht zulässig, da dadurch eine Singularität im Modell entsteht. Durch ein vierknotiges Angussmodell kann dieses Problem beseitigt werden.

Im zweiten Teil wird die Beschaffung der Eingabeparameter für die Simulation diskutiert. Für die besonders schwierig zu messende ungesättigte Permeabilität in Dickenrichtung wurde ein Modell entwickelt, um diese Permeabilität aus den gesättigten Werten zu bestimmen, die in der Regel wesentlich einfacher zu ermitteln sind.

Der dritte Teil der Arbeit beschäftigt sich mit der methodischen Modellauswahl zur Optimierung des Zeit- und Kostenaufwandes bei der Simulation. Es werden Kriterien für die Modellauswahl entwickelt und diese anhand zweier sehr unterschiedlicher Beispiele angewendet. Hierfür wird an einer PKW-Stirnwand für das RTM-Verfahren und einem Hilfsspannt eines Flugzeuges für das RFI-Verfahren die methodische Vorgehensweise bei einer Harzinjektionssimulation demonstriert.

## Abstract

In this thesis the methodical application of liquid composite molding simulation is discussed. The main focus is on three aspects: In the first part simplifications of the simulation model and its influence on the application of the simulation will be shown. The determination of the input parameters is the topic of the next part. The third section deals with the methodical choice of simulation models to optimize cost and time schedule. Using two quite different examples the proceeding in liquid composite molding simulation is explained.

Basically the simulation could be verified. For both the unidirectional and the two directional flow for lower and middle flow velocities a good correlation of simulation and experiment was found. At velocities above 3 cm/s the fit of the simulation results is significantly reduced. It can be assumed that increasing inertia and friction effects influence the experimental results and therefore the creeping flow assumption in D'Arcys law cannot be assumed to be valid. At higher flow velocities of the injected fluid the simulation model has only a limited validity.

An interesting field was identified modeling an injection point in flow simulation. Using the FEM it should not be described by a single node as one will obtain a singularity and therefore unstable simulation results. To avoid this problem the injection port can be modeled by using four nodes. This description of the injection gate provides sufficient results.

A challenge in simulation technique is the determination of input parameters. Beside some very easily obtained parameters such as injection pressure, viscosity of resin or thermal properties of the used components the permeability of the reinforcement is a key value. Especially in through thickness direction the for simulation very important unsaturated permeability of the fiber preform is very difficult to measure due to the short flow length and the complicated access to the flow front. However, the saturated permeability is comparatively easy to determine.

For unidirectional preforms a model was developed which is able to predict unsaturated permeability derived by its saturated value. The model is based on an simple parallel and serial set-up of single permeabilities of flow channel and fiber tows. The different values of permeabilities in a saturated as well as an unsaturated case are

resulting thereby from a compression of the fiber tow due to the surrounding liquid pressure which leads to an expansion of the inter tow space. In order to describe this effect a dimensionless compression factor  $\kappa$  is introduced which relates the volume of the compressed tow to the initial state. When the flow occurs in fiber direction this effect leads to a raising permeability due to the dominance of the flow channels in the total permeability while in the case of flow in the perpendicular direction a reduction can be observed because of the overall reduction of the permeability caused by the reduction of the fiber tow permeability due to compression. This is due to the fact that in this case the flow channels do not help the spread of the fluid in flow direction. The model prediction for saturated and unsaturated flow could be verified in the experiment. Under the assumption that for the flow in thickness direction we have a similar flow mechanism as for the in-plane flow of the material perpendicular to the fiber direction, the values for the unsaturated permeability can be calculated from the values for the saturated permeability with this model.

A critical parameter of this model is the compression factor  $\kappa$ , which is a function of the fiber volume fraction and the fluid pressure. For further developments of the model this dependence has to be analyzed. The aim is here to find a model for the compression of the fiber tow, so that the experimental determination can be replaced by a calculation model.

In order to simplify the decision for the dimension of the Finite-Element-Model, an analytic formula has been developed for the approximated error between the used 2D model and the 3D model. As parameters in this formula we have the relative flow path (flow path related to the part thickness) and the ratio of the in-plane permeability and the permeability in thickness direction. The formula is valid for an injection line with impregnation in thickness direction of the perform.

In further works these results will have to be verified and adjusted for injection points. A problematic aspect is the computation time as a complete three dimensional model is required.

Finally the methodical optimization of two injection processes will be demonstrated on two examples taken from practice. In the first one (front wall of a car) the aspect of an error tolerant simulation will be discussed. While the simulation seemingly yields

an optimal solution under the assumption of constant input values, significant shortcomings can be shown for the necessary variation of the parameters due to measurement errors or qualitative oscillations. Only when the range of all input parameters is considered in simulation a reliable statement about the stability of the process can be made. Furthermore, the possibilities of the injection system layout and of the process optimization by adjustment of the process control will be discussed.

In the second example possibilities are shown to make statements about process optimization via simulation despite unfavorable boundary conditions. The filling behavior of a center fuselage side skin of a plane, which was produced with the RFI-technique, was calculated with the use of a 2D calculation. For this a customized algorithm was programmed which takes into account a simplified model of RFI. With the help of this optimization the filling time could be reduced from 168 s to 5.3 s.

All in all the process simulation of resin injection techniques will be able to contribute fundamentally to process optimization. The major shortcomings still exist in the determination of parameters, especially in the determination of the permeability. In order to establish the simulation in industry it will be necessary to do more research on methods for determination of permeabilities without experiments in the preliminary stages of the simulation. Only under these requirements the simulation will be attractive for the user.



**INHALTSVERZEICHNIS**

Formelverzeichnis.....	IV
Abkürzungen.....	VI
1 Einleitung.....	1
1.1 Übersicht.....	1
1.2 LCM-Verfahren .....	3
1.2.1 Übersicht.....	3
1.2.2 RTM .....	4
1.2.3 VARTM .....	6
1.2.4 RFI .....	8
1.2.5 VARI .....	10
1.2.6 SCRIMP .....	11
1.2.7 Schlauchblas-RTM.....	12
1.3 Zielsetzung der Arbeit und Aufgabenstellung.....	12
2 Stand der Technik .....	15
2.1 Definition der Permeabilität.....	15
2.2 Methoden zur Berechnung der Permeabilität.....	17
2.3 Methoden zur experimentellen Bestimmung der Permeabilität.....	27
2.3.1 Übersicht.....	27
2.3.2 Stationäre Methoden.....	27
2.3.3 Instationäre Methoden .....	30
2.4 Numerische Simulation .....	37
2.4.1 Grundlagen .....	37
2.4.2 Simulation .....	38

---

3	Beschreibung der verwendeten Simulationssoftware .....	43
3.1	Softwareauswahl.....	43
3.2	LIMS.....	43
3.2.1	Überblick.....	43
3.2.2	Beschreibung der Software.....	44
3.2.3	Konzept und Simulationstechnik.....	46
4	Verifikation von LIMS.....	51
4.1	Übersicht.....	51
4.2	Eindimensionales Fließen .....	51
4.3	Zweidimensionales Fließen.....	54
4.4	Fließgeschwindigkeit.....	60
5	Methodische Anwendung der Simulation .....	65
5.1	Vorbereitende Überlegungen .....	65
5.2	Bestimmung der Eingabeparameter .....	66
5.3	Modell zur Bestimmung der ungesättigten Permeabilität in UD-Strukturen .....	67
5.3.1	Übersicht.....	67
5.3.2	Permeabilitätsmodell.....	67
5.3.3	Experimentelle Verifizierung .....	72
5.3.4	Diskussion der Ergebnisse .....	77
5.4	Konzept zur Auswahl des Simulationsmodells.....	78
5.4.1	Problematik bei der Modellauswahl .....	78
5.4.2	Beispiel zur Konsequenz falscher Modellwahl .....	80
5.4.3	Modellbildung zur Bestimmung der Dimensionalität .....	83



---

5.4.4	Diskussion der Ergebnisse .....	84
5.4.5	Kennwert für die Modellentscheidung .....	87
5.4.6	Optimierung der Angussstrategie unter Verwendung von $C_{\text{flow}}$ .....	88
6	Beispiele zur methodischen Anwendung der Simulationstechnik .....	91
6.1	Simulation des RTM-Verfahrens (PKW-Stirnwand) .....	91
6.1.1	Übersicht .....	91
6.1.2	Die verwendeten Werkstoffe .....	91
6.1.3	Vorbereitende Überlegungen zur Modellbildung .....	93
6.1.4	Aufbau der Modelle .....	94
6.1.5	Fehlertolerante Simulation .....	96
6.1.6	Auslegung des Angussystems .....	100
6.1.7	Optimierung der Füllzeit .....	101
6.2	Simulation des RFI-Verfahrens (Flugzeug-Hilfsspannt) .....	107
6.2.1	Beschreibung und Herstellung des Bauteils .....	107
6.2.2	Modellbildung und Softwareauswahl .....	108
6.2.3	Randbedingungen der Simulation .....	110
6.2.4	Ergebnisse und Optimierungsschritte .....	111
7	Zusammenfassung und Ausblick .....	116
8	Literatur .....	119

## Formelverzeichnis

### Lateinische Zeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
$A$	$[m^2]$	Querschnittsfläche
$A$	$[m^2]$	Elementfläche
$A_D$	$[m^2]$	freie durchströmbare Querschnittsfläche
$A_G$	$[m^2]$	gesamte Querschnittsfläche
$b$	$[m]$	Breite
$C$	$[m^4s/kg]$	Fließkonstante
$C_{flow}$	$[1]$	Kennwert zur Dimensionalitätsbestimmung
$C_{k,II}, C_{k,t}$	$[1]$	Kozeny-Konstante in axialer und transversaler Richtung
$d$	$[m]$	Dicke
$d_e$	$[m]$	Elementdicke
$d_f$	$[m]$	Faserdurchmesser
$e$	$[m]$	Länge einer Einheitszelle
$e_{rel}$	$[1]$	Relativer Simulationsfehler
$h$	$[m]$	Höhe
$h_{i,j}$	$[m]$	Elementhöhe der Elemente $i$ und $j$
$K$	$[m^2]$	Permeabilität
$\mathbf{k}$	$[m^2]$	Permeabilitätstensor
$K_{  }, K_{\perp}$	$[m^2]$	Permeabilität parallel und senkrecht zur Faserrichtung
$k'$	$[1]$	Konstante nach Gutowski
$k_0$	$[1]$	Formfaktor
$K_{11}, K_{22}, K_{33}$	$[m^2]$	Komponenten des Permeabilitätstensors
$K_{FB}$	$[m^2]$	Permeabilität im Faserbündel

---

$K_K$	[m <sup>2</sup> ]	Permeabilität im Fließkanal
$K_{\text{sat}}, K_{\text{usat}}$	[m <sup>2</sup> ]	gesättigte und ungesättigte Permeabilität
$K_x, K_y, K_z$	[m <sup>2</sup> ]	Permeabilität in x-, y- und z-Richtung
$L$	[m]	Fließweglänge
$l$	[1]	geometrisches Verhältnis
$l$	[m]	Länge
$L_1, L_2$	[m]	Längen der teilweise gesättigten Bereiche
$L_e$	[m]	erweiterte Fließweglänge
$m$	[1]	Geradensteigung
$N$	[1]	Knotenanzahl
$n$	[1]	Anzahl
$P$	[Pa]	Druck
$P_0, P_f$	[m]	Injektionsdruck und Druck an der Fließfront
$P_{\text{Pumpe}}$	[Pa]	Pumpendruck
$Q$	[m <sup>3</sup> /s]	Volumenstrom
$q$	[m/s]	spezifischer Volumenstrom
$q_{ij}$	[m <sup>3</sup> /s]	Volumenstrom von Element i nach Element j
$Q_k$	[m <sup>3</sup> /s]	Injektionsvolumenstrom an einem Knoten
$R$	[kg/m <sup>4</sup> s]	Rohrwiderstand
$R$	[m]	Radius
$r$	[1]	Pearsonscher Korrelationskoeffizient
$R_0, R_f$	[m]	Radien des Angusses und der Fließfront
$r_f$	[m]	Faserradius
$S$	[m]	spezifische benetzte Oberfläche
$s$	[1]	Sättigungsgrad einer Faserstruktur
$s$	[m]	Fließfrontposition

---

$t$	[s]	Zeit
$v$	[m/s]	Fließgeschwindigkeit
$V_c$	[m <sup>3</sup> ]	Kontrollvolumen
$x, y, z$	[m]	Ortskoordinaten

---

### Griechische Zeichen

---

Zeichen	Einheit	Bedeutung
$\nabla$		Gradientoperator
$\partial$		Differenzialoperator
$\Delta$		Differenzoperator
$\alpha$	[1]	Permeabilitätsverhältnis
$\alpha$	[1]	Aushärtungsgrad des Harzes
$\beta_{FB}$	[1]	Volumenanteil des Faserbündels am Gesamtvolumen
$\varepsilon$	[1]	Porosität
$\eta$	[Pas]	Viskosität
$\varphi$	[1]	Faservolumengehalt
$\varphi'_a$	[1]	Grenzfasergehalt
$\varphi_f$	[1]	Fasergehalt im Faserbündel
$\kappa$	[1]	Kompressionsfaktor
$\lambda$	[1]	Rohrwiderstandsbeiwert
$\pi$	[1]	Kreiszahl
$\rho$	[kg/m <sup>3</sup> ]	Dichte
$\xi_{f1,2}$	[1]	transformierter elliptischer Halbmesser

---

---

**Abkürzungen**

CV	Control Volume
DSC	Differential Scanning Calometrie
FDM	Finite Differenzen Methode
FE	Finite Elemente
FEM	Finite Elemente Methode
FKV	Faserkunststoffverbunde
FVK	Faserverbundkunststoff
FVW	Faserverbundwerkstoff
GMT	glasmattenverstärkter Thermoplast
LCM	Liquid Composite Moulding
RFI	Resin Film Infusion
RTM	Resin Transfer Molding
SCRIMP	Seemans Composite Resin Infusion Molding Process
SMC	Sheet Molding Compound
UD	unidirektional
VARI	Vacuum assisted Resin Infusion
VARTM	Vacuum assisted Resin Transfer Molding



## 1 Einleitung

### 1.1 Übersicht

In Zeiten großer Mobilität und Energieknappheit spielt Leichtbau eine immer größere Rolle. Neben dem traditionellen konstruktiven Leichtbau mit konventionellen metallischen Werkstoffen werden zunehmend auch Werkstoffe mit hoher spezifischer Festigkeit eingesetzt, um eine weitere Gewichtsreduktion zu erzielen. Ein hervorragendes Material hierfür sind die Faserverbundwerkstoffe (FVW). Das dieser Werkstoffgruppe zugrunde liegende Prinzip ist schon seit langem bekannt: Die ältesten Verbundwerkstoffe, die von der Menschheit genutzt wurden, sind Holz und Knochen. Diese Werkstoffgruppe basiert auf einem gemeinsamen Wirkmechanismus: In der Hauptbelastungsrichtung wird der Werkstoff durch Fasern verstärkt, in weniger belasteten Bereichen wird dagegen Material und damit auch Gewicht eingespart.

Im Gegensatz zu den Naturwerkstoffen beginnt die Geschichte der polymeren Verbundwerkstoffe erst Anfang des 20. Jahrhunderts. Wichtige Meilensteine waren unter anderem die Entwicklung eines Chemietankes aus asbestfaserverstärktem Phenolharz im Jahre 1907 und ein Patent über die Herstellung eines vollständig aus faserverstärkten Kunststoffen bestehenden Flugzeuges im Jahr 1913 [26].

Moderne Faserverbundwerkstoffe bestehen aus zwei Bestandteilen, unter denen eine Funktionstrennung besteht. Zum einen sind dies die Fasern und ein die Fasern umgebender Matrixwerkstoff. Den Fasern kommt dabei im wesentlichen die Aufgabe zu, die (Zug-)Kräfte zu übertragen, die Matrix ist für den Schutz der Fasern und die Druckstabilität des Werkstoffes zuständig. Um eine möglichst gute Haftung zwischen Faser und Matrix zu erreichen, aber auch zum Schutz der Faser, wird in der Regel auf die Faser eine Schlichte aufgebracht, von der die Eigenschaften des Verbundes erheblich beeinflusst werden können.

Während bei den Matrixwerkstoffen eine Vielzahl duromerer und thermoplastischer Kunststoffe zur Verfügung steht, beschränkt sich das Faserangebot im Wesentlichen auf drei Typen: Dies sind die Glas-, Kohlenstoff- und Aramidfasern. Die vergleichsweise preisgünstigen Glasfasern werden vorwiegend bei Bauteilen eingesetzt, bei denen keine große Steifigkeit erforderlich ist, wie zum Beispiel Verkleidungsteile und Geräuschkapseln im Automobilbereich. Kohlenstofffasern finden aufgrund der immer

noch sehr hohen Kosten in der Regel in der Luft- und Raumfahrt Anwendung, aber auch in den wenig preissensitiven Märkten der Freizeit- und Sportindustrie. Die große Zähigkeit der Aramidfasern macht diese für ballistischen Schutz oder für den Druckbehälterbau besonders geeignet. Für andere kleinere Anwendungssegmente existiert jedoch eine Vielzahl weiterer Fasertypen wie Polymer-, Keramik- oder Metallfasern.

Der Aufbau der Faserverbundwerkstoffe macht diese für Leichtbauanwendungen besonders geeignet. Während bei konventionellen isotropen Materialien die Werkstoffeigenschaften eine invariante Größe darstellen, setzt bei den Faserkunststoffverbunden der Konstruktionsprozess schon bei der Werkstoffkonfektion ein. Der Vorteil hierbei ist es, den Verbund derart gestalten zu können, dass in den Belastungsrichtungen hohe Festigkeits- und Steifigkeitswerte erreicht werden, in den weniger belasteten Richtungen dagegen Material und somit Gewicht eingespart wird. Aus diesen Gründen sind Faserverbundwerkstoffe heute aus vielen Bereichen der Konstruktion in der Verkehrstechnik, Luftfahrt und Freizeit nicht mehr wegzudenken und gewinnen zunehmend an Bedeutung [32]-[34]; [54]-[57], [73], [74], [86]. Neben den klassischen Leichtbauwerkstoffen wie Aluminium oder Magnesium setzen sich in den letzten Jahren die Faserkunststoffverbunde (FKV) auch für strukturelle Bauteile durch.

Zur Herstellung von FKV existieren mittlerweile viele Verfahren: Bauteile mit duromerer Matrix werden im wesentlichen mittels dem sehr arbeitsintensiven Handlaminieren, der Wickeltechnik zur Herstellung rotationssymmetrischer Bauteile, dem Fließpressen für flächige Bauteile in großen Stückzahlen mit ungerichteten Fasern und dem Harzinjektionsverfahren produziert. Vor allem in der Luftfahrt kommt die Autoklavtechnik unter Verwendung von Prepregs, in neuerer Zeit aber auch in Verbindung mit der Harzinjektionstechnik zum Einsatz.

Die Harzinjektionsverfahren, im englischen Sprachraum als Liquid Composite Molding (LCM) bezeichnet, sind Verfahren zur Herstellung komplexer Faserverbundwerkstoffbauteile mit hohen Fasergehalten, bei denen die Faserorientierung in der Regel maßgeschneidert vorliegt und sich während des Prozesses nicht mehr ändert.



Ein solches Verfahren wurde vermutlich 1946 zum ersten Mal zur Herstellung eines 10 m langen Bootes eingesetzt. Dieses wurde mittels Vakuuminjektionstechnik unter Verwendung von Glasfasern und Polyesterharz hergestellt. Das heute am weitesten verbreitete Verfahren des LCM, das Resin Transfer Molding (RTM), basiert auf einer Reihe von Patenten aus den Jahren 1952 bis 1956 [31]. Seit Anfang der 80-er Jahre werden Harzinjektionsverfahren auch in der Luftfahrt eingesetzt [31].

Ein wesentlicher Vorteil der LCM-Verfahren gegenüber Großserienverfahren wie dem Fließpressen von glasmattenverstärkten Thermoplasten (GMT) oder duromeren Pressmassen (Sheet Molding Compound (SMC)), ist die Möglichkeit der Erzeugung definierter Faserorientierungen, die entsprechend der erforderlichen Steifigkeiten und Festigkeiten gewählt werden können, was aufgrund der Prozesstechnik beim Fließpressen nicht möglich ist. Viele LCM-Verfahren sind zudem bei kleineren Losgrößen wirtschaftlicher als beispielsweise das Fließpressen, welches hohe Investitionen in die Anlagentechnik erfordert. Offene Fertigungsverfahren wie teilautomatisiertes Handlaminieren oder Nasspressen bieten zwar ebenfalls alle Möglichkeiten der maßgeschneiderten Bauteilgestaltung, erfüllen aber immer weniger die steigenden Anforderungen an die Arbeitssicherheit und Umweltverträglichkeit. Die Autoklavtechnik wird vor allem aus Kostengründen in Zukunft eine immer geringere Rolle spielen., Aus den genannten Gründen gewinnen LCM-Verfahren zunehmend an Bedeutung, die in Zukunft sicher noch steigen wird [73], [106].

## **1.2 LCM-Verfahren**

### **1.2.1 Übersicht**

In den folgenden Abschnitten werden die wesentlichen Verfahren des Liquid Composite Mouldings kurz mit ihren spezifischen Vor- und Nachteilen vorgestellt. Die bedeutendsten Verfahren sind das Resin Transfer Molding (RTM) mit der Variante Vacuum Assisted Resin Transfer Molding (VARTM), der Resin Film Infusion Prozess (RFI) und das diesem sehr ähnliche Verfahren des Vacuum Assisted Resin Infusion (VARI). Im Bootsbau wird überwiegend der patentierte Seemans Composite Resin Infusion Molding Process (SCRIMP) verwendet. Zur Herstellung von Hohlkörpern

eignet sich besonders das Schlauchblas-RTM Verfahren. Weitere Verfahren werden in [71], [112], [118] und [119] vorgestellt.

### 1.2.2 RTM

Das bekannteste Verfahren der LCM-Techniken ist das Resin Transfer Moulding. Dieses zeichnet sich im Vergleich zu den anderen Varianten des LCM durch eine unkomplizierte Handhabung und geringen Investitionsbedarf aus. Der RTM-Prozess besteht aus vier Phasen, die schematisch in Abb. 1.1 dargestellt sind:

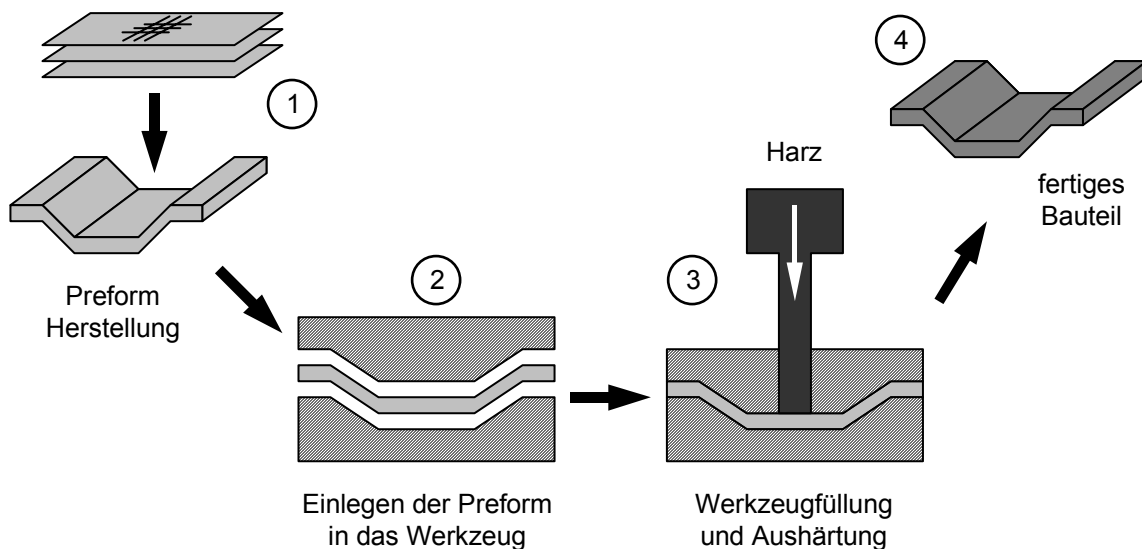


Abb. 1.1: Verfahrensablauf beim Resin-Transfer-Moulding (RTM)

Im ersten Schritt wird die Preform (Faservorformling) zugeschnitten und in einem oder mehreren Teilen in das Werkzeug eingelegt. Gegebenenfalls wird das Faserhalbzeug auch in einem separaten Werkzeug vorgeformt, um das Einlegen in die Form zu erleichtern. Die Preform kann aus Gewebe, Gelege oder auch Rovings, die zur gezielten, lokalen Verstärkung eingesetzt werden, bestehen. Die Preformteile werden gestapelt und entsprechend der gewünschten Orientierung in die Form eingelegt. Der zweite Abschnitt des RTM-Prozesses beginnt mit dem Schließen des Werkzeuges und der Injektion eines niedrigviskosen Fluides. Dieses Fluid bildet im Bauteil den Matrixwerkstoff, in der Regel ein duromeres Harzsystem wie z.B. Epo-

xidharz. Das Fluid imprägniert progressiv die Faserpreform bis die Werkzeugform vollständig gefüllt ist. Üblicherweise ist das Werkzeug mit Entlüftungsbohrungen versehen, die idealerweise an den Stellen angeordnet sind, die das Fluid zuletzt erreicht. Diese Bohrungen dienen dazu, der verdrängten Luft das Entweichen aus dem Werkzeug zu ermöglichen. In der Regel werden sowohl das Werkzeug als auch das Fluid vorgeheizt.

Sobald die Form vollständig gefüllt ist, beginnt der Aushärtungsprozess. Das Harzsystem, bestehend aus Harz, Härter und Beschleuniger sollte dabei genau auf den jeweiligen Prozess abgestimmt sein. Dies bedeutet, dass weder das Fließen durch eine beginnende Härtingsreaktion verlangsamt wird, noch unnötige Standzeiten des vollständig gefüllten Werkzeugs ohne Aushärtungsreaktion entstehen. Nur so lässt sich eine optimale Taktzeit erreichen. Der Vernetzungsprozess des Harzes kann zusätzlich durch die Temperaturführung im Werkzeug gesteuert werden. Da die Aushärtungsreaktion stark exotherm ist, muss dies bei der Temperaturführung unbedingt berücksichtigt werden.

Das Werkzeug wird nach Abschluss der Aushärtung geöffnet, und das fertige Bauteil entnommen. Um die Entnahme des Bauteils zu vereinfachen, wird das Werkzeug vor Prozessbeginn mit einem Trennmittel behandelt.

Das RTM-Verfahren bietet einige entscheidende Vorteile gegenüber anderen Herstellverfahren für Faserverbundbauteile. Besonders hervorzuheben ist die ausgezeichnete Kontrolle über die mechanischen Eigenschaften des fertigen Bauteils, da sich die Faseranordnung während des Prozesses nicht mehr oder nur sehr unwesentlich ändert. Bei Prozessen wie Spritzguss oder Fließpressen kann bestenfalls der Ausgangszustand definiert werden, von dem aus eine kaum kontrollierbare Umorientierung erfolgt. Diese Möglichkeit der präzisen Anordnung der Fasern macht dieses Verfahren für Strukturbauteile besonders geeignet.

Gegenüber Prozessen, die ebenfalls eine exakte Anordnung der Fasern zulassen, ermöglicht der RTM-Prozess vergleichsweise kurze Zykluszeiten. Das Handlaminierverfahren und auch der Wickelprozess sind in der Regel deutlich zeitintensiver, sieht man von Wickelsondervverfahren mit Rovingbändern (z.B. Waggonbau) ab. Auch aus Kostengründen ist das RTM-Verfahren attraktiv: Es kann zum einen auf teure appa-

rative Ausstattung wie großdimensionierte Pressen oder Autoklaven verzichtet werden, zum anderen sind die Standzeiten der Werkzeuge entsprechend groß, da nur geringe Drücke und Temperaturbelastungen auftreten. Insbesondere wird die Werkzeugoberfläche nicht durch die abrasive Wirkung der Fasern geschädigt, wie dies beispielsweise beim Fließpressen oder Spritzguss der Fall ist.

Das Verfahren eignet sich auch hervorragend zur Herstellung von Sandwichbauteilen in einem einzigen Arbeitsschritt. Der Kernwerkstoff (Schaumstoffe, Balsaholz etc.) kann einfach zwischen die Preformlagen gebracht werden und mit diesen dann in das Werkzeug eingelegt werden.

Ebenfalls von Vorteil ist die hervorragende Oberflächenqualität der so hergestellten Bauteile.

Abb. 1.2 zeigt ein Fahrzeug für Gehbehinderte, dessen Außen- und Innenverkleidung nahezu vollständig im RTM-Verfahren gefertigt wird [27].

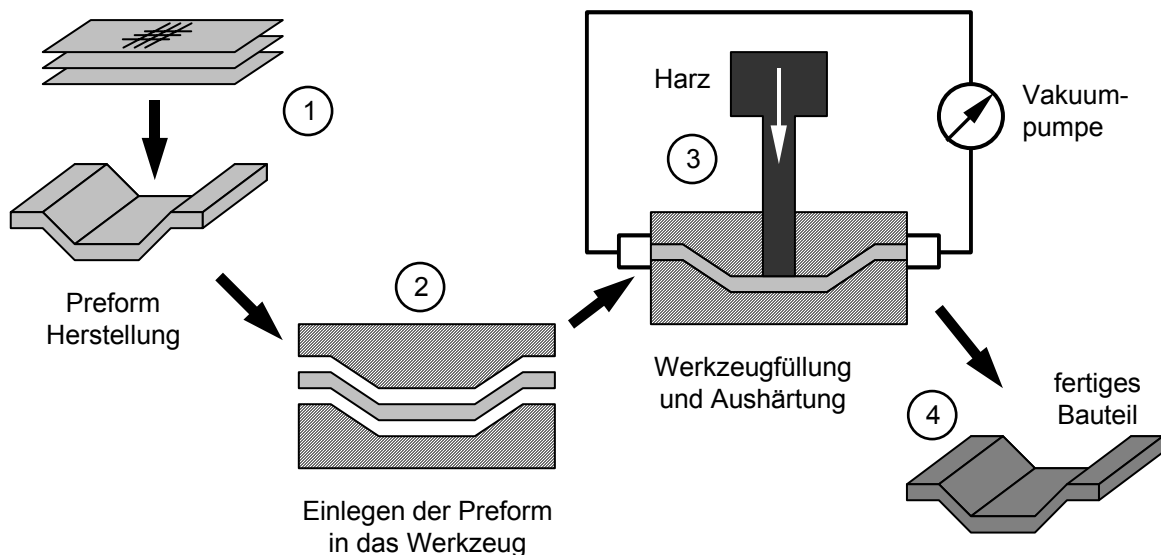


**Abb. 1.2:** Fahrzeug für Gehbehinderte mit im RTM-Verfahren gefertigter Außen- und Innenverkleidung

### 1.2.3 VARTM

Das Vacuum Assisted Resin Transfer Moulding (VARTM) ist eine sehr häufig eingesetzte Variante des RTM-Prozesses. Bei diesem Verfahren wird vor dem Injektions-

vorgang die Kavität mittels Vakuumpumpe evakuiert. Der Prozessablauf ist in folgender Abb. 1.3 schematisch dargestellt.



**Abb. 1.3:** Verfahrensablauf beim Vacuum-Assisted-Resin-Transfer-Moulding (VARTM)

Gegenüber dem klassischen RTM besitzt das Verfahren einige Vorteile, jedoch müssen auch die Nachteile berücksichtigt werden. Der Hauptvorteil des Verfahrens ist die erheblich geringere Gefahr von Lufteinschlüssen und Porenbildung. Zwar kann aufgrund der unvermeidlichen Restluft im Werkzeug auf Entlüftungsbohrungen nicht vollständig verzichtet werden, jedoch ist deren Platzierung unkritischer und somit deutlich einfacher. In der evakuierten Kavität ist auch die Gefahr der Porenbildung an der Fließfront reduziert, es können also bei verringertem Porengehalt des späteren Bauteils größere Fließgeschwindigkeiten erzielt werden. Ein weiterer Vorteil ist oft der mögliche Verzicht auf eine RTM-Injektions-Anlage, da das Harzsystem in einer einfachen Mixapparatur hergestellt und unter alleiniger Ausnutzung des Umgebungsdruckes in die Kavität injiziert werden kann.

Der Hauptnachteil dieses Verfahrens ist das aufwendige vakuumdichte Verschließen des Werkzeuges. Zum einen erhöhen sich damit die Kosten des Werkzeuges und auch die Taktzeit, da zunächst eine Evakuierung des Werkzeuges erforderlich ist.

Ein weiterer Kostenfaktor ist die in jedem Falle zusätzlich erforderliche Vakuumpumpe.

Ein weiterer Nachteil ist die Einschränkung der möglichen Verfahrensvarianten bei Einsatz eines Vakuums. Beispielsweise ist die Verwendung einer kombinierten Nasspress/RTM Technik nicht mehr möglich, da aufgrund der Erfordernisse eines bifunktionalen Werkzeuges als Pressen- und RTM-Werkzeug ein vakuumdichter Verschluss mit vertretbarem Aufwand nicht möglich ist. Abb. 1.4 zeigt den Triebkopf des ICT, der in Vakuuminjektionstechnik produziert wird.

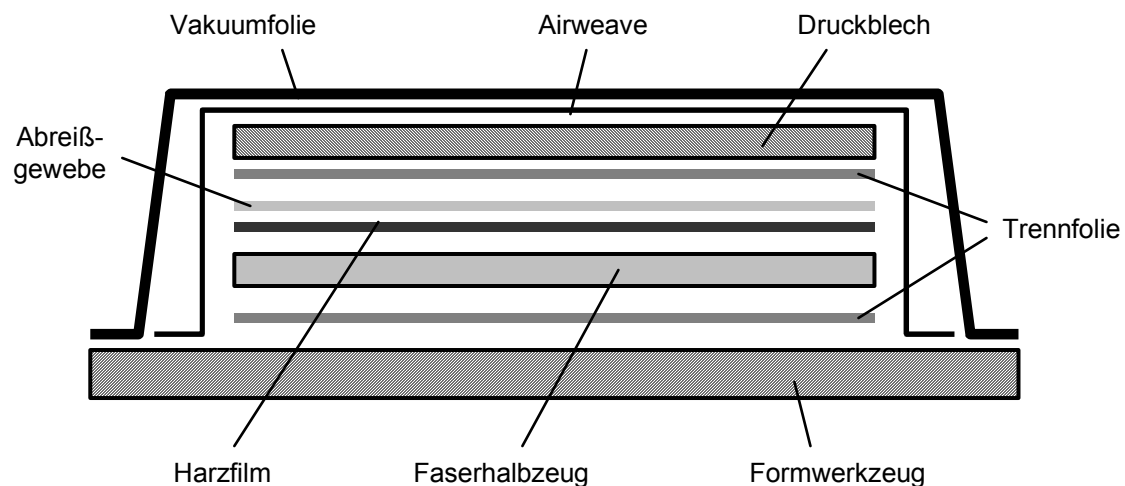


**Abb. 1.4:** Triebkopf des ICT, produziert mittels VARTM [28]

#### 1.2.4 RFI

Resin Film Infusion (RFI) unterscheidet sich deutlich von den beiden vorgenannten Verfahren. Bei dieser Methode wird die Preform auf einer formgebenden Werkzeughälfte aufgelegt, gegebenenfalls ist das Werkzeug mit einem Trennmittel oder einer Trennfolie präpariert. Auf dem Prepreg wird nun ein Harzfilm in Folienform platziert, der im Prozessverlauf das Faserhalbzeug imprägniert. Der Aufbau wird nach oben durch ein Abreißgewebe, eine weitere Trennfolie und ein Druckblech ergänzt. Im Gegensatz zu RTM/VARTM wird die normalerweise verwendete zweite Werkzeug-

hälfte durch einen Vakuumsack, der über den gesamten Aufbau gebreitet wird und diesen luftdicht abschließt, ersetzt. Der Aufbau eines RFI-Systems ist in Abb. 1.5 dargestellt.



**Abb. 1.5:** Aufbau eines typischen Resin-Film-Infusion Prozesses (RFI)

Nun wird dieser Aufbau evakuiert und vom Umgebungsdruck komprimiert. Im Autoklaven beginnt der Harzfilm unter Druck- und Temperatureinfluss aufzuschmelzen und imprägniert das Faserhalbzeug. Nach dem Aushärten der Matrix werden Vakuumsack, Druckblech und Trennfolie samt Abreißgewebe entfernt.

Der Vorteil dieses Verfahrens ist eine geringe Füllzeit auch bei hohen Fasergehalten, da hauptsächlich in Dickenrichtung des Faserhalbzeuges imprägniert wird, was zu sehr kurzen Fließwegen führt. Damit eignet sich das Verfahren für sehr große Bauteile. In Abb. 1.6 ist links der Harzfilm erkennbar, auf den die vorbereitete Preform aufgebracht wird. Rechts ist das fertige Bauteil, die Unterseite einer Flugzeugflügelstruktur, dargestellt.

Die Einsparung einer zweiten Formhälfte reduziert die Kosten des Verfahrens beträchtlich. Diesen Vorteilen stehen jedoch auch einige signifikante Nachteile gegenüber. Durch die besondere Art der Einbringung des Harzes steht nur eine recht beschränkte Auswahl an Harzsystemen zur Verfügung. Durch das Gegenwerkzeug in Form eines Vakuumsackes ist in der Regel nur eine gute Oberfläche erzielbar. Auch der Faservolumengehalt ist alleine von der Komprimierung durch den Umgebungs-

druck abhängig und lässt sich nicht wie im beidseitig geschlossenen Werkzeug geometrisch einstellen.



**Abb. 1.6:** Herstellung eines Flugzeugflügels im RFI-Verfahren: Platzierung der Preform auf dem Harzfilm (links), fertiges Bauteil (rechts) [29]

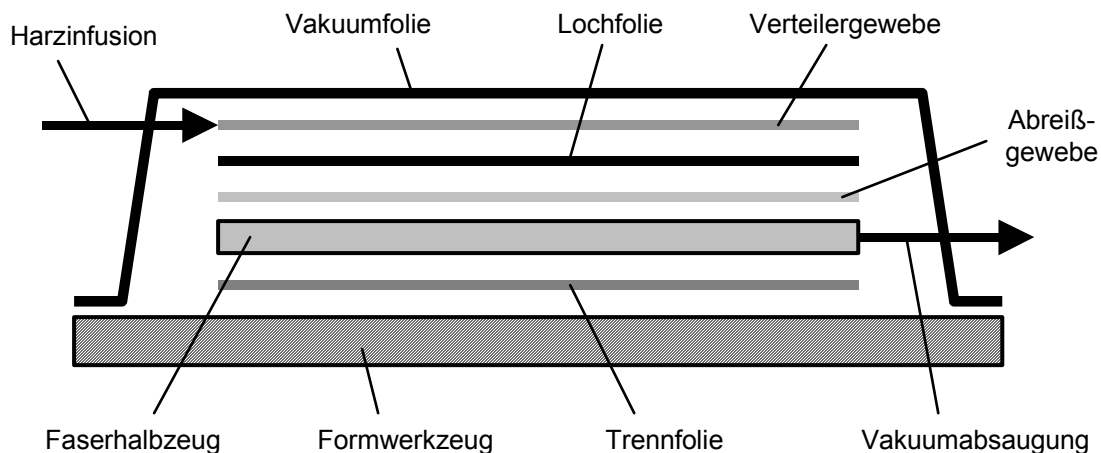
Ein weiteres, recht ähnliches Verfahren wird im nächsten Abschnitt erläutert. Dieses Verfahren besitzt gegenüber der hier beschriebenen Technik den Vorteil, dass keine Einschränkungen bei der Harzauswahl vorliegen.

### 1.2.5 VARI

Der grundsätzliche Aufbau des Vacuum Assisted Resin Infusion (VARI) ist fast identisch zum RFI. Mit Ausnahme des Harzfilmes werden die gleichen Komponenten verwendet. Jedoch wird direkt unter der Vakuumfolie zusätzlich ein Verteilermedium appliziert, dies ist in der Regel ein hochpermeables Gelege. Das Verteilermedium hat die Aufgabe, das injizierte Harz möglichst schnell und gleichmäßig über das gesamte Bauteil zu verteilen und dafür zu sorgen, dass die Imprägnierung hauptsächlich in Dickenrichtung des Faserhalbzeugs erfolgt.

Ein typischer Aufbau eines VARI-Prozesses ist in Abb. 1.7 dargestellt.



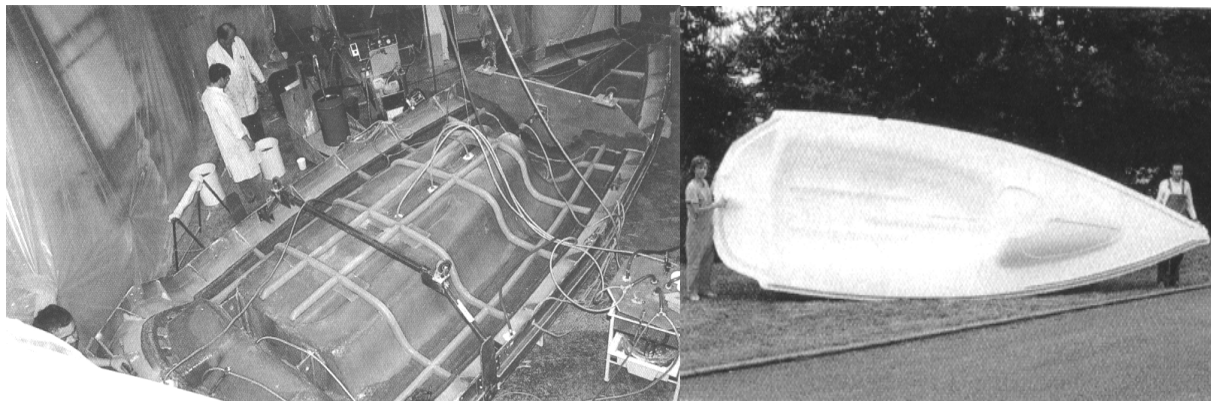


**Abb. 1.7:** Aufbau eines typischen Vacuum-Assisted-Resin-Infusion Prozesses (VARI)

Wesentlicher Vorteil dieses Verfahrens gegenüber dem RFI ist die ungleich größere Harzauswahl, da uneingeschränkt alle Standardharze verwendet werden können. Durch die Verwendung der Verteilerstruktur wird der Nachteil der wesentlich längeren Fließwege des Harzes im Vergleich zu RFI teilweise kompensiert. Die wesentlichen Vor- und Nachteile des RFI wie geringe Werkzeugkosten, Flexibilität des Verfahrens, einseitig nur befriedigende Oberflächenqualität sowie schlecht einstellbare Faservolumengehalte gelten ebenfalls für das VARI.

### 1.2.6 SCRIMP

Der Seemann's Composite Resin Infusion Moulding Process (SCRIMP) ist ein patentiertes Verfahren, das Ende der achtziger Jahre entwickelt wurde. Von diesem wurde das lizenzfreie VARI abgeleitet. Die Besonderheit dieser Technik liegt in einer speziellen, wiederverwendbaren Folie, die zur großflächigen Verteilung des Harzes über die Struktur eingesetzt wird und dabei gleichzeitig als Vakuumsack dient. Das Verfahren wird überwiegend im Bootsbau, aber auch für andere Strukturbauteile mit großen Abmessungen eingesetzt, wie Bahnwaggons, LKW-Trailer o.ä.. Die folgende Abb. 1.8 zeigt das Verfahren im Einsatz (links) und das fertige Bauteil (rechts).



**Abb. 1.8:** Herstellung eines Sportbootes im SCRIMP-Verfahren [30]

### 1.2.7 Schlauchblas-RTM

Das Schlauchblas-RTM ist dem VARI sehr ähnlich und wird für Hohlprofile eingesetzt. Das Werkzeug besteht aus einer äußeren festen Form und einem Polymerschlauch, um den das Verstärkungsmaterial gewickelt wird. Der Schlauch wird mit dem Faserhalbzeug in die feste Form eingeführt und expandiert, um den notwendigen Kompressionsdruck aufzubringen. Anschließend wird in die so entstandene, evakuierte Kavität das Harz injiziert. [132]

## 1.3 Zielsetzung der Arbeit und Aufgabenstellung

In den vergangenen Jahren wurde eine Reihe von Simulationstools für den RTM-Prozess entwickelt, die Mehrzahl davon hat sich in der Praxis bisher nicht durchgesetzt. Zur Zeit ist daher nur eine sehr geringe Anzahl von RTM-Simulationssoftware kommerziell verfügbar, die jedoch gegenüber dem jetzigen Forschungsstand nur vergleichsweise einfache Modelle zur Verfügung stellt. Da es noch einige Jahre dauern wird, bis sich verbesserte Fließmodelle auch in kommerzieller Software etabliert haben, was aufgrund aufwendiger Berechnung auch wesentlich erhöhte Rechenleistung erfordern wird, besteht zunächst Bedarf, die Anwendung und den Nutzen heute verfügbarer Simulationstools zu untersuchen.

Grundlegende Probleme bei der Analyse eines Prozesses sind die Auswahl des Prozessmodells und die Ermittlung der Eingabeparameter. Diese beiden Gesichts-

punkte sind eng miteinander verknüpft, da die benötigten Eingabeparameter von der Modellwahl abhängen.

Ziel dieser Arbeit ist es somit, den Anwender einer LCM-Simulation bei der Ermittlung der Parameter im Hinblick auf eine effiziente Arbeitsweise zu unterstützen und methodische Kriterien zur Modellauswahl bereitzustellen.

Im Bereich der LCM-Simulation nimmt die Permeabilität (Durchlässigkeit des Halbzeugs gegenüber einem Fluid) des verwendeten Halbzeugs eine zentrale Stellung als Eingabeparameter ein. Insbesondere die Bestimmung der Permeabilität in Dickenrichtung bereitet derzeit noch große Probleme. Daher wird in der vorliegenden Arbeit ein Ansatz entwickelt, die häufig benötigte ungesättigte Permeabilität (Permeabilität des nicht vollständig getränkten Materials) in Dickenrichtung für UD-Strukturen mittels vergleichsweise einfacher Versuche zu bestimmen. Grundlage hierfür ist ein neues Fließmodell für das Fließen eines Fluides in UD-Gelegen in axialer- und transversaler Richtung.

Es ist grundsätzlich notwendig, in Simulationsmodellen Vereinfachungen zu treffen. Diese schränken je nach Art der Vereinfachung den Anwendungsbereich der Simulation ein. Für eine ausgewählte Software werden Vereinfachungen des Fließmodells sowie Artefakte durch die Diskretisierungsmethode im Hinblick auf das Anwendungsfenster der Simulation diskutiert. Dabei wird zusätzlich das Simulationsmodell anhand einfacher Beispiele verifiziert.

Bei der Umsetzung des Simulationsmodells in die Finite-Elemente-Methode (FEM) steht dem Konstrukteur bezüglich der Entscheidung zur Dimensionalität des Modells (2D, 3D) derzeit nur der klassische Begriff „dünnwandiges Bauteil“, der aus der statischen FEM stammt, als Entscheidungsgrundlage zur Verfügung. Die Entscheidung hinsichtlich der Modellwahl wird also der „Erfahrung“ des Konstrukteurs überlassen. Um die damit verbundenen Schwierigkeiten zu umgehen, wird ein Ansatz entwickelt, mit dem die erforderliche Dimensionalität des Modells in Bezug auf die Fließsimulation nicht mehr abgeschätzt werden muss sondern quantifiziert werden kann.

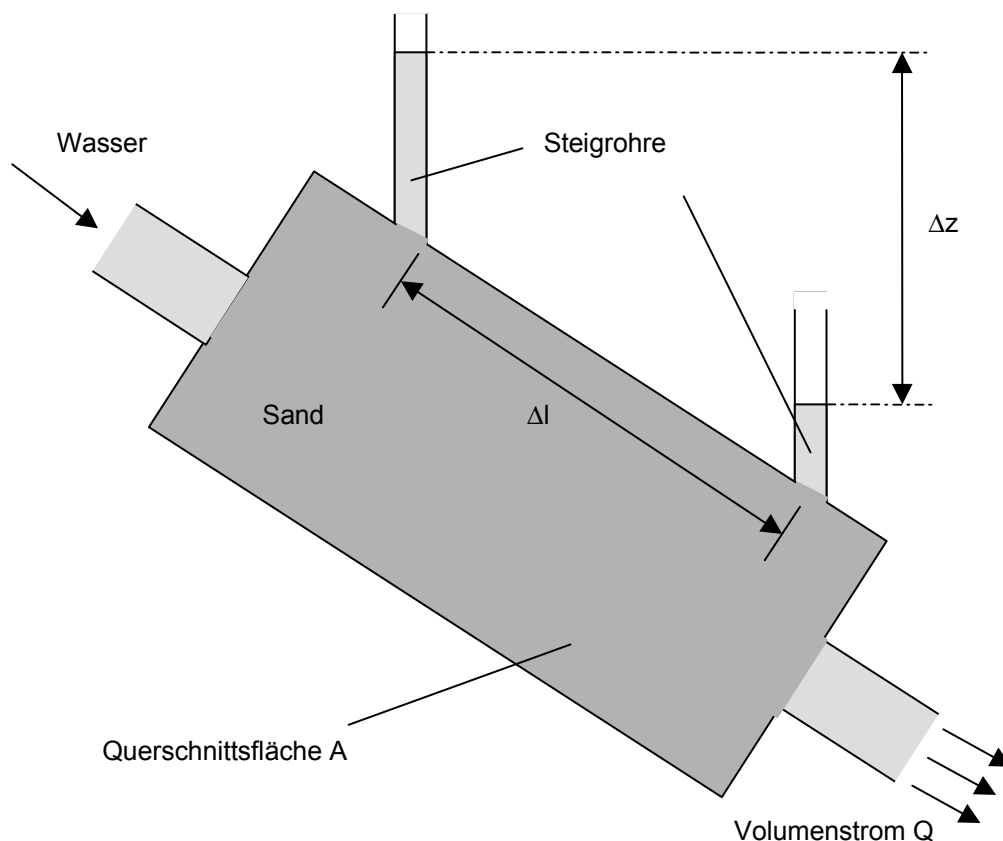
Am Beispiel zweier grundsätzlich verschiedener Bauteile wird schließlich der Einsatz der Simulation als methodisches Optimierungsinstrument unter Berücksichtigung der Qualität der Eingabeparameter erläutert. Dies betrifft insbesondere die Permeabilität,

die mit einem vergleichsweise großen Messfehler behaftet ist und sehr empfindlich auf Prozessschwankungen reagiert.

## 2 Stand der Technik

### 2.1 Definition der Permeabilität

Zentraler Begriff bei der Betrachtung von Fließvorgängen in porösen Medien ist die Permeabilität. Der Begriff der Permeabilität wird erstmals von dem Franzosen Henry D'Arcy eingeführt, der sich für die Verteilung und den Fluss des Grundwassers in Dijon interessierte [3]. D'Arcy untersuchte das Fließen von Wasser durch Sand-schichten, indem er einen großen rohrförmigen Behälter mit Sand füllte und Wasser mit konstantem Volumenstrom durch den Sand fließen ließ. Er bestimmte den Druckabfall über den Höhenunterschied, indem er an dem Behälter Steigrohre anbrachte und den Volumenstrom des durch den Sand fließenden Wassers maß (Abb. 2.1).



**Abb. 2.1:** Versuchsaufbau von D'Arcy zur Bestimmung der Permeabilität von Wasser

Das Ergebnis dieser Untersuchungen bildet die Grundlage für die nach ihm benannte Beziehung (D'Arcys Law oder oft Darcys Law):

$$Q = -\frac{K}{\eta} \frac{\Delta P}{\Delta L} \cdot A \quad (2.1)$$

Damit kann die Permeabilität wie folgt definiert werden:

$$K = -\frac{\Delta L}{\Delta P} \frac{\eta}{A} \cdot Q \quad (2.2)$$

Diese Beziehung ist allgemein gültig für das langsame (trägheitsfreie) Fließen eines niedrigviskosen Fluides in einem porösen (granularen) Medium. In diesen Gleichungen bezeichnen  $Q$  den Volumenstrom des aus dem porösen Medium austretenden Fluides,  $\Delta P/\Delta L$  den Druckgradienten in Fließrichtung und  $\eta$  die (newtonsche) Viskosität des Fluids.  $A$  bedeutet die durchströmte Querschnittsfläche. D'Arcy fand zwischen diesen Größen einen Proportionalitätsfaktor, den er als die Permeabilität  $K$  des durchströmten Mediums definierte.

Aus dem Gesetz von D'Arcy folgt demnach allgemein für die Fließgeschwindigkeit:

$$Q = v \cdot A = -\frac{K}{\eta} \frac{\Delta P}{\Delta L} \cdot A \quad (2.3)$$

$$v = -\frac{K}{\eta} \cdot \frac{\Delta P}{\Delta L} \quad (2.4)$$

Bei der Übertragung dieser Beziehung auf die Harzinjektionstechnologie kommt der Definition der Querschnittsfläche eine entscheidende Bedeutung zu. Je nachdem, welche Querschnittsfläche verwendet wird, erhält man unterschiedliche Werte für die Permeabilität.

Als Bezugsfläche bieten sich zwei Varianten an: D'Arcy hat den Volumenstrom auf die gesamte Behälterquerschnittsfläche  $A_G$  bezogen, da er vermutlich den Porengehalt der durchströmten Gesteinsmasse nicht kannte. Die Verwendung dieser Fläche bietet sich immer dann an, wenn keine oder nur wenige Daten über das zu untersuchende Material bekannt sind, und insbesondere der Volumenstrom erst nach dem Austritt aus dem untersuchten Material gemessen wird. Die so ermittelte Permeabilität wird als geometrische Permeabilität bezeichnet.

In der LCM-Verfahrenstechnik wird meist die freie durchströmbare Querschnittsfläche  $A_D$  als Bezugsfläche herangezogen. Diese berechnet sich wie folgt:

$$A_D = A_G \varepsilon = A_G (1 - \varphi) \quad (2.5)$$

Hierbei bedeutet  $A_G$  die gesamte Querschnittsfläche der Kavität,  $\varepsilon$  die Porosität,  $\varphi$  stellt den Faservolumengehalt des Faserhalbzeuges dar.

Die Verwendung dieser Definition der Querschnittsfläche in der LCM-Technik ist sinnvoll, da die sich so aus dem D'Arcy'schen Fließgesetz ergebende Geschwindigkeit direkt die im Experiment beobachtbare Fließfrontgeschwindigkeit im porösen Material darstellt (vgl. Kap. 2.3). Diese so berechnete Permeabilität wird als Oberflächenpermeabilität (engl.: superficial permeability) bezeichnet.

Im Gegensatz hierzu ergibt sich anschaulich bei Verwendung der gesamten Querschnittsfläche die D'Arcy'sche Geschwindigkeit als Fließgeschwindigkeit des Fluids hinter dem untersuchten Medium.

## 2.2 Methoden zur Berechnung der Permeabilität

Erste Ansätze zur Berechnung der Permeabilität von porösen Medien wurden von Carman und Kozeny [8] in dem nach ihnen benannten Kapillarmodell gefunden. Ausgehend vom Hagen-Poiseuilleschen-Gesetz entwickelten sie unter fast ausschließlicher Verwendung geometrischer Überlegungen folgende Beziehung für die Permeabilität eines porösen Mediums:

$$K = \frac{1}{k_0 (L_e / L)^2 S^2} \cdot \frac{\varepsilon^3}{(1 - \varepsilon)^2} \quad (2.6)$$

Es bedeutet hier  $K$  die Permeabilität des Mediums,  $L_e/L$  ist ein Krümmungsfaktor, der die erhöhte Fließlänge durch gekrümmte Kapillaren berücksichtigt,  $S$  ist die spezifische benetzte Oberfläche des Mediums und  $\varepsilon$  bedeutet die Porosität. In dieser Gleichung taucht als einziger experimenteller Parameter  $k_0$  als sog. Formfaktor auf.  $k_0(L_e/L)^2$  wird oft als Kozeny-Konstante  $k$  bezeichnet. Bei zylinderförmigen Fasern und Faserradius  $r_f$  berechnet sich  $S$  aus dem äquivalenten hydraulischen Querschnitt zu

$$S = \frac{2}{r_f} \quad (2.7)$$

Diese Beziehung ist nicht direkt auf faserförmige Medien anwendbar, da bei unidirektionaler Faserverstärkung der Einfluss der Faserausrichtung nicht berücksichtigt wird. Gutowski [19] versucht daher durch eine Anpassung der Kozeny-Konstante an Experimente, diese Schwierigkeit zu umgehen. Dies räumt jedoch die grundsätzliche Schwäche des Modells nicht aus, beim theoretisch maximalen Fasergehalt, bei dem sich die Fasern berühren und kein Fluss in transversaler Richtung mehr möglich ist, eine Permeabilität größer Null vorherzusagen. Gutowski [13] schlägt daher folgende heuristische Formel vor:

$$K = \frac{r_f^2}{4k'} \frac{\left( \sqrt{\frac{\phi_a'}{\phi_f}} - 1 \right)^3}{\left( \frac{\phi_a'}{\phi_f} + 1 \right)} \quad (2.8)$$

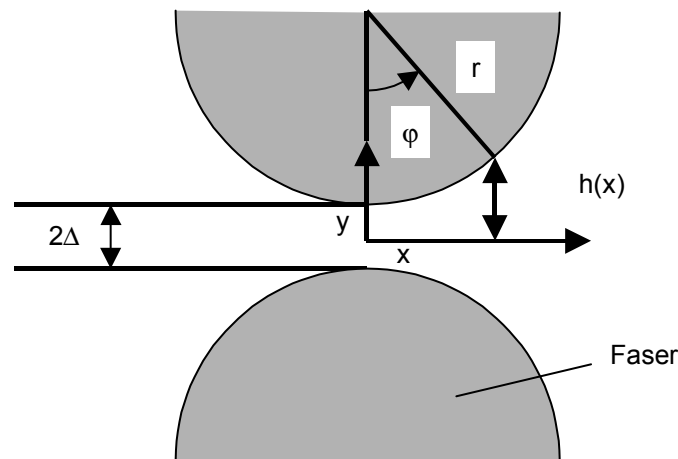
Hierin sind  $\phi_f$  der Fasergehalt und  $\phi_a'$  und  $k'$  empirische Parameter. Das Modell zeigt eine qualitative Übereinstimmung mit den Experimenten. Auch dieses Modell berücksichtigt außer dem Faserradius nicht die Mikrostruktur des Materials. Aus diesem Grund versuchen verschiedene Autoren die Permeabilität auf analytischem oder numerischem Weg direkt aus der Mikrostruktur abzuleiten.

Für den Fluss senkrecht zur Faserrichtung leitet Gebart [20] aus dem Geschwindigkeitsprofil in einer Einheitszelle (vergl. Abb. 2.2) die Permeabilität ab. Für die Geschwindigkeit gilt:

$$v = \frac{h^2(x)}{2\eta} \frac{dP}{dx} \left( \frac{y^2}{h^2} - 1 \right) \quad (2.9)$$

Es bedeutet hierin  $h(x)$  die halbe Zwischenraumhöhe,  $p$  ist der Druck,  $\eta$  die Viskosität und  $y$  die Koordinate in vertikaler Richtung.





**Abb. 2.2:** Definition der Geometrie zur Berechnung der Permeabilität in transversaler Richtung

Für eine quadratische Packung findet er für die Permeabilität:

$$K_{\perp} = \frac{16}{9\pi\sqrt{2}} \left( \sqrt{\frac{\varphi_{f\max}}{\varphi_f}} - 1 \right)^{5/2} r_f^2 \quad (2.10)$$

mit  $\varphi_{f\max} = \pi/4$ . Für eine hexagonale Packung ergibt sich ein sehr ähnlicher Term:

$$K_{\perp} = \frac{16}{9\pi\sqrt{6}} \left( \sqrt{\frac{\varphi_{f\max}}{\varphi_f}} - 1 \right)^{5/2} r_f^2 \quad (2.11)$$

mit  $\varphi_{f\max} = \pi/2\sqrt{3}$ .

In Faserrichtung geht er von einer reibungsbehafteten Rohrströmung aus, die er mittels Konzept des hydraulischen Radius an die Faserstruktur anpasst. Es gilt damit für die Permeabilität in Faserrichtung:

$$K_{\parallel} = \frac{8r_f^2}{c} \frac{(1-\varphi)^3}{\varphi^2} \quad (2.12)$$

Der Formfaktor  $c$  ist mit der Kozeny-Konstante  $k$  über  $c = 32k$  verknüpft. Dieses Ergebnis zeigt zum einen, dass die Kozeny-Gleichung für das Fließen entlang der Fasern gültig ist, zum anderen auch, dass der Formfaktor  $c$  vom Fasergehalt abhängig ist, somit auch die Kozeny-Konstante variabel ist. Gebarts Experimente zeigen, dass bei unidirektionalen Fasern die Permeabilität mittels dieser Gleichungen be-

rechnet werden kann, und findet eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Gesetz von D'Arcy.

Ausgehend von diesem Modell [20] untersuchen Lundström und Gebart [60] rein theoretisch den Einfluss der Faserdurchmesserverteilung und der Faserverteilung auf die Permeabilität und finden eine deutliche Abhängigkeit. Ähnliche Untersuchungen wurden auch von Ranganathan [95] durchgeführt.

Westhuizen et al. [9] verwenden eine rechteckige Einheitszelle nach der Methode von Du Plessis und Masliyah [10], die es erlaubt, eine geschlossene Lösung der Navier-Stokes-Gleichung anzugeben. Es wird die Permeabilität für eine unidirektionale Faserstruktur für unterschiedliche Fasergehalte und Strömungsrichtungen angegeben. Ausschließlich verwendete Parameter sind dabei im Modell der Faservolumengehalt und der Faserradius. Es sind:

$$\frac{K_{||}}{r_f^2} = \frac{(\pi + 2,157\varphi)(1 - \varphi)^2}{48\varphi^2} \quad (2.13)$$

$$\frac{K_{\perp}}{r_f^2} = \frac{\pi(1 - \varphi)(1 - \sqrt{\varphi})^2}{24\varphi^{3/2}} \quad (2.14)$$

$K_{||}$  bedeutet hierbei die Permeabilität in Faserrichtung,  $K_{\perp}$  stellt die Permeabilitäten in transversaler Richtung dar. Die Autoren vergleichen ihre Ergebnisse mit einer experimentellen Studie von Sullivan [12] und der modifizierten Carman-Kozeny Gleichung nach Gutowski [13]. Dabei finden sie eine gute Übereinstimmung mit den Daten von Sullivan, jedoch nur eine befriedigende Übereinstimmung mit Gutowski, insbesondere im Faservolumenbereich von 40 bis 60 Vol.-%. Dies lässt darauf schließen, dass Carman-Kozeny stets nur über einen begrenzten Fasergehaltsbereich gültig ist.

Zu ähnlichen Ergebnissen ist auch Bruschke [11] gekommen. Er untersucht in seiner Arbeit zunächst die Carman-Kozeny-Gleichung. Mittels numerischer Berechnung des Strömungsfeldes auf mikroskopischer Ebene unter Verwendung von Navier-Stokes findet er eine deutliche Abhängigkeit der Kozeny-Konstante vom Faservolumengehalt. Dies nimmt er zum Anlass, die Permeabilität in transversaler und longitudinaler Richtung für newtonsche Fluide analytisch zu bestimmen. Ausgehend von einem einfachen geometrischen Modell und einer Einheitszelle (Abb. 2.3) beschreibt er den Druckverlust gemäß Gleichung (2.15) [14]

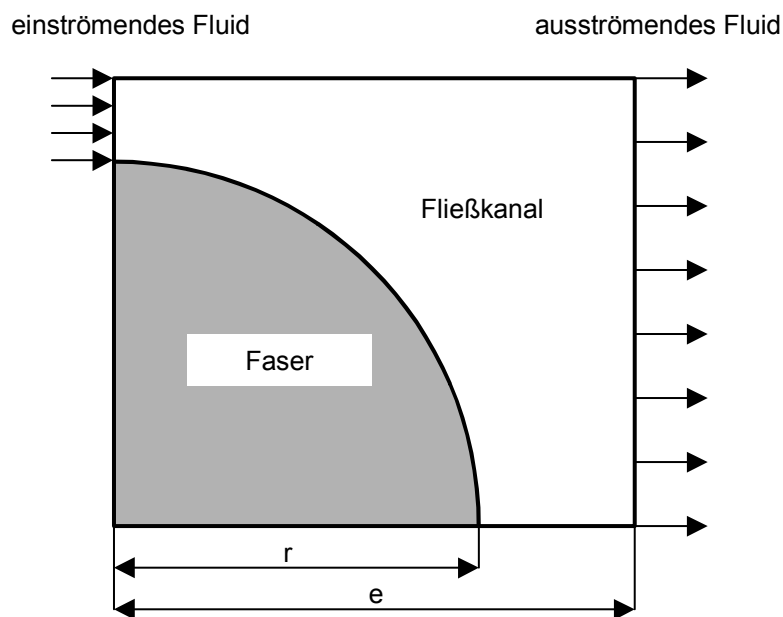
$$\frac{dP}{dx} = 12Q\eta \frac{1}{h^3} \quad (2.15)$$

Unter Verwendung der geometrischen Verhältnisse integriert er diese Beziehung und berechnet die Permeabilität in transversaler Richtung aus D'Arcys Law zu:

$$\frac{K_{\perp}}{r_f^2} = \frac{1}{3} \frac{(1-l^2)^2}{l^3} \left( 3l \frac{\arctan\left(\sqrt{\frac{1+l}{1-l}}\right)}{\sqrt{1-l^2}} + \frac{1}{2}l^2 + 1 \right)^{-1} \quad (2.16)$$

Hierin ist  $l=r_f/e$ .  $l$  ist verknüpft mit dem Fasergehalt durch

$$l = \frac{4}{\pi} \varphi \quad (2.17)$$



**Abb. 2.3:** Einheitszelle zur Berechnung der Permeabilität in transversaler Richtung

Dieses Modell liefert zwar für hohe Fasergehalte eine hervorragende Übereinstimmung mit den numerisch bestimmten Permeabilitäten, bei geringen Fasergehalten unterhalb von ca. 40 Vol.-% versagt es jedoch.

Aus diesem Grund wird für geringe Fasergehalte ein weiteres Modell für das Fließen in transversaler Richtung eingeführt. Hierbei wird das poröse Medium durch konzentrische Zylinder beschrieben, wobei der innere Zylinder die Faser repräsentiert, der

äußere den umgebenden Fließkanal. Hier ergibt sich die Permeabilität durch Einsetzen des Druckgradienten in das Gesetz von D'Arcy zu:

$$\frac{K_{\perp}}{r_f^2} = \frac{l^2}{4} \left( \ln l - \frac{3}{4} + \frac{1}{l^2} - \frac{1}{4l^4} \right) \quad (2.18)$$

mit  $l^2 = 1/\phi$ .

Dieses Modell zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit den numerisch bestimmten Werten bei geringen Fasergehalten.

Da keines der beiden vorgestellten Modelle die Permeabilität über den gesamten für die Verbundwerkstoffe relevanten Bereich von ca. 20 bis 60 Vol.-% hinreichend abbildet, werden beide Gleichungen über eine Gewichtungsfunktion miteinander gekoppelt, die einen Übergang zwischen den beiden Modellen erzeugt. Das so erstellte Modell zeigt nun über den ganzen relevanten Bereich eine sehr gute Übereinstimmung mit den numerisch bestimmten Werten.

Bei Fließstudien [2], [4], [113] an unterschiedlichen Verstärkungsstrukturen, wie Wirrfasermatten und Geweben, haben verschiedene Autoren jedoch festgestellt, dass das Gesetz von D'Arcy den benötigten Injektionsdruck zur Erzeugung eines konstanten Volumenstromes nur bei Verwendung von Wirrfasermatten korrekt wiedergibt. In Geweben, Gelegen o.ä. weicht der Druckverlauf am Anguss dagegen deutlich von der Modellprognose ab.

Über die Art der Abweichung gibt es unterschiedliche Ansichten. Während Martin und Son sowie Williams et al. (in [18]) in ungesättigtem Material eine ca. 20% höhere Permeabilität messen als in gesättigtem Material, gehen Pillai [6] und Parseval [2] vom umgekehrten Fall aus. In [18] finden Parnas et al. beide Varianten. Dies deutet darauf hin, dass der Effekt material- und fließrichtungsabhängig ist.

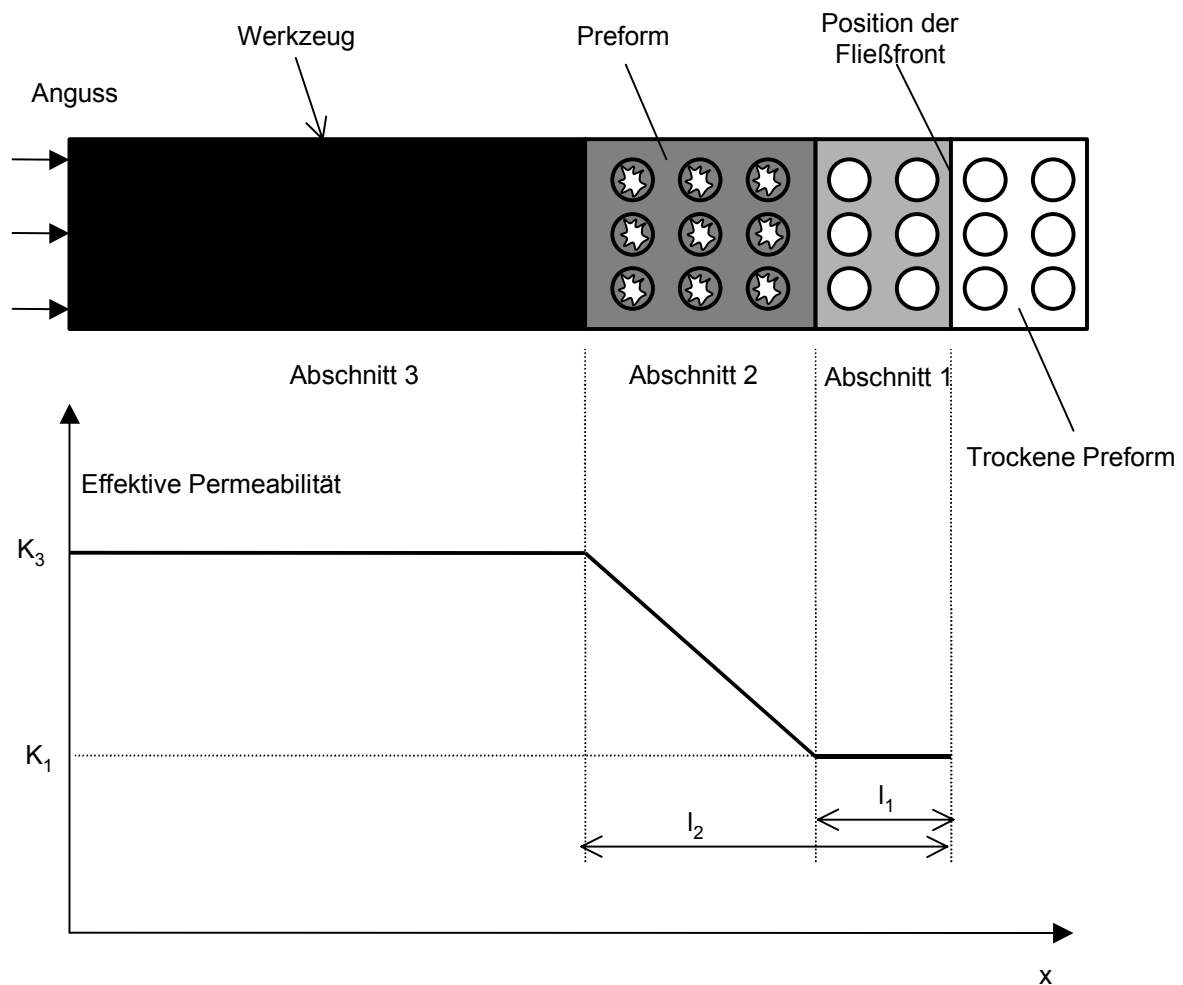
Das unterschiedliche Verhalten von gesättigtem und ungesättigtem Material wird aber immer darauf zurückgeführt, dass, bezogen auf die mikrostrukturellen Längenmaßstäbe, sich Wirrfasermatten und Gelege/Gewebestrukturen grundlegend unterscheiden. In einer Wirrfasermatte liegen die Einzelfasern regellos vor, damit besitzt die Mikrostruktur nur einen Längenmaßstab. In einem Gelege hingegen sind die Fasern zu Faserbündeln zusammengefasst, die jeweils aus ca. 1000 bis 12.000 Fasern bestehen. Der Zwischenraum zwischen den Fasern innerhalb des Bündels

stellt hier den ersten Längenmaßstab dar. Die Faserbündel werden nun durch Nähte oder durch Weben, Stricken o. ä. Prozesse zu dem Halbzeug zusammengefasst. Dabei entstehen zwischen den Faserbündeln Fließkanäle, die wesentlich größer sind als die Zwischenräume zwischen den Einzelfasern im Faserbündel [80], [91]. Diese stellen den zweiten Längenmaßstab in der Mikrostruktur des Materials dar. Aus diesem Grund werden in der Literatur solche Strukturen oft als „dual scale media“ [4] oder „dual porosity media“ [5] bezeichnet. In experimentellen Studien wurde ein erheblicher Unterschied zwischen der gesättigten und ungesättigten Permeabilität gefunden [18], [59].

Der Aufbau des Materials führt dazu, dass bei der Modellierung des Fließprozesses nicht mehr von einer konstanten Permeabilität ausgegangen, sondern eine vom Sättigungsgrad abhängige effektive Permeabilität eingeführt wird. Parseval [2] teilt dazu den Bereich hinter der Fließfront in drei Abschnitte auf. Im ersten Abschnitt ist das Harz nur in den Fließkanälen zu finden, der Abschnitt 2 wird durch die Imprägnierung der Faserbündel definiert. Er beginnt, wenn das Harz gerade in die Bündel eindringt und endet, wenn die Bündel vollständig imprägniert sind. Der dritte Abschnitt stellt den vollständig imprägnierten Bereich dar (Abb. 2.4).

Es werden nun die den Abschnitten 1 und 3 zugeordneten Permeabilitäten  $K_1$  und  $K_3$  eingeführt.  $K_3$  stellt hierbei die Permeabilität des vollständig imprägnierten Materials dar und wird in einem unidirektionalen Versuch mit stationärem Fließen in vollständig gesättigtem Material ermittelt. Die Permeabilität  $K_1$  wird aus dem Mittel der Permeabilität quer zur Fließrichtung ( $K_i$ ) und der Permeabilität in Fließrichtung ( $K_{ij}$ ) bestimmt. Da  $K_1$  als Permeabilität bei vollständig ungesättigten Faserbündeln angenommen wird, werden die Faserbündel als geschlossene Zylinder (keine Porosität) modelliert und die Permeabilität so auf Faserbündelebene berechnet. Die erforderlichen  $K_i$  und  $K_{ij}$  werden mittels Parametern aus einer numerischen Studie von Ranganathan [7] bzw. aus der Kozeny-Carman-Gleichung ermittelt.

Die Längen  $l_1$  und  $l_2$  werden direkt durch Beobachtung der Fließfront bestimmt. Dies ist möglich, da das Fasermaterial sichtbar heller erscheint, solange noch keine vollständige Imprägnierung stattgefunden hat, und somit der Bereich optisch identifiziert werden kann.



**Abb. 2.4:** Permeabilität  $K$  in Abhängigkeit vom Sättigungsgrad der Faserbündel [2]

Die in diesem Modell vorgestellte Variation der Permeabilität berücksichtigt jedoch nicht die Mikrostruktur. Verschiedene Autoren [15], [6], [111] modellieren die Fließkanäle und die Faserbündel durch zwei unterschiedliche Permeabilitäten. Die wesentlich geringere Permeabilität der Faserbündel führt dazu, dass das Bündel an einer definierten Ortskoordinate erst später imprägniert wird als der Fließkanal. Dieses Fließverhalten wird in der Kontinuitätsgleichung durch eine zusätzliche Senke beschrieben, die das vom Fließkanal in das Faserbündel strömende Harz quantifiziert. Chan et al. [15] verwenden kreisförmige Zylinder als Faserbündel, die in radialer Richtung imprägniert werden. Dabei entstehen im Inneren des Faserbündels ebenfalls zylinderförmige Einschlüsse. Der Druck in einem solchen Einschluss wird

über die ideale Gasgleichung berechnet. Pillai [6] zeigt jedoch durch Implementierung des Modells in eine Fließsimulation, dass dieses Modell nicht mit Experimenten in Übereinstimmung zu bringen ist. Dies führt er darauf zurück, dass einerseits die Einschlüsse zu einem unrealistisch geringen Volumenstrom in die Faserbündel führen, zum anderen aufgrund der Wahl der zylinderförmigen Faserbündel gegenüber realen Strukturen ein zu geringer Volumenanteil der Faserbündel am Gesamtvolumen erreicht wird.

Auf Basis von rechteckigen Faserbündeln mit angrenzendem Fließkanal entwickelt Pillai [6] ein parametrisches Modell unter Verwendung einer Senkenfunktion. Als Senke untersucht er verschiedene Variationen. Dies sind unter anderem eine konstante Senke, die das Faserbündel quasi als unendliches Volumen beschreibt, und eine „an/aus“-Senke mit konstanter Stärke, die nach vollständiger Imprägnierung abgeschaltet wird. Parameter seines Modells sind neben der Senke vor allem das Verhältnis zwischen dem Volumen des Faserbündels und des Fließkanals. Die Permeabilität im Fließkanal wird dabei aus der Hagen-Poiseuilleschen Gleichung abgeleitet, die Permeabilität im Faserbündel wird einer früheren Studie zur Kapillarwirkung in Faserbündeln entnommen [16]. Durch die Zunahme der Permeabilität während der Injektion entsteht gegenüber der linearen Zunahme des Druckes bei konstanter Permeabilität (bei Injektion mit konstantem Volumenstrom) eine leicht degressive Druckkurve. Mit dem beschriebenen Modell lässt sich der qualitative Verlauf der Druckkurve, der von der Vorhersage von D’Arcy abweicht, erklären. Dieses Modell wird in [17] in eine numerische Simulation integriert und im Falle des 1D-Fließens mit analytischen Ergebnissen verglichen und eine gute Übereinstimmung festgestellt. Ein quantitativer Abgleich des Modells mit Experimenten wurde bisher nicht vorgenommen.

Calado und Advani [61] stellen einen Berechnungsansatz für mehrlagige Preforms vor. Dabei treffen sie eine Annahme für die Permeabilität der Einzellage und berechnen die effektive Permeabilität eines zwei- oder mehrlagigen Aufbaus. Für eine zweilagige Preform lässt sich die effektive Permeabilität analytisch angeben, die Berechnung bei größerer Lagenanzahl wird numerisch vorgenommen.

Die oben genannten Berechnungsmethoden beschäftigen sich ausschließlich mit idealen, ebenen Faserhalbzeugen. Neben der Analyse der Permeabilitäten solcher

Strukturen untersuchen einige Autoren die Änderung der Permeabilität durch Deformation der Preform beim Einlegen in komplexe Werkzeugformen. Die Bestimmung dieser geänderten Permeabilität kann über eine Berechnung der Faserorientierung im verformten Halbzeug erfolgen. Trochu [70] und Gelin [72] beschränken sich in ihren Untersuchungen zunächst auf die Simulation des Drapiervorgangs, ohne jedoch Permeabilitäten zu berechnen. Rudd et al. [69] gehen einen Schritt weiter und wenden das Permeabilitätsmodell von Gebart [20] auf umgeformte Bereiche des Faserhalbzeuges an. Die Ergebnisse vergleichen sie mit Experimenten an eben gescherten Preforms und finden eine gute Übereinstimmung.

Friedman et al. [126] sowie Lai und Young [125] untersuchen lediglich experimentell durch Fließstudien die geänderte Permeabilität in verformten Preformbereichen. Ambrosi [88] und Preziosi [68] untersuchen ebenfalls die durch Deformation des Halbzeugs geänderte Permeabilität, jedoch wird hier die Deformation nicht durch einen Drapierprozess verursacht, sondern durch den Fluidruck bei der Injektion. Die geänderte Permeabilität in den deformierten Bereichen berücksichtigen sie über die Kopplung zwischen Permeabilität und Faservolumengehalt [25].

Insgesamt geht der Trend in der Modellierung zur Berücksichtigung der Mikrostruktur. Nur auf diesem Weg lässt sich der Unterschied zwischen gesättigter und ungesättigter Permeabilität erklären. Die Modellierung der diesbezüglichen Effekte ist jedoch noch nicht ausgereift, da die Modelle bisher nicht in der Lage sind, alle experimentellen Ergebnisse wiederzugeben. Daher sind weitere Ansätze erforderlich, um das Fließverhalten in ungesättigten und gesättigten, faserigen Medien zu erforschen. Auch der Drapierungseinfluss auf die Permeabilität lässt sich letztendlich nur über mikromechanische Modelle darstellen. Brauchbare Berechnungsansätze hierzu sind derzeit kaum vorhanden.

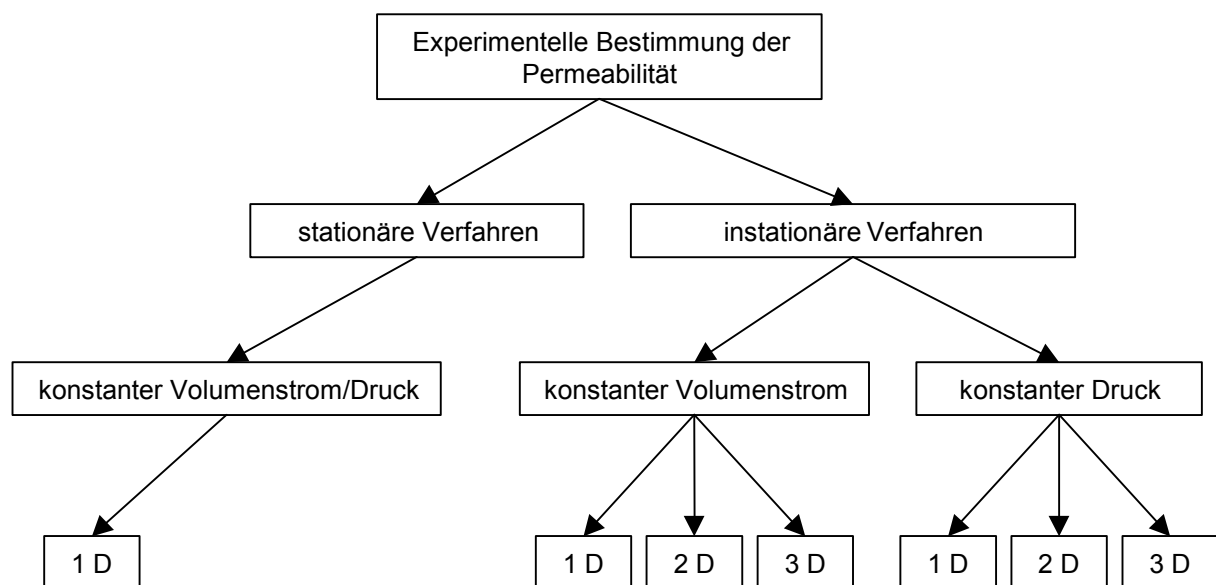


## 2.3 Methoden zur experimentellen Bestimmung der Permeabilität

### 2.3.1 Übersicht

Grundsätzlich wird die Permeabilität ermittelt, indem ein Fluid in das zu untersuchende Halbzeug injiziert wird und dessen Strömung im Testmaterial beobachtet wird. Dies kann auf optischem Wege oder alternativ mit Sensoren geschehen. In der Vergangenheit wurden verschiedene Methoden entwickelt, die jeweils spezifische Vor- und Nachteile hinsichtlich der Genauigkeit, der Handhabbarkeit und dem Versuchsaufwand aufweisen.

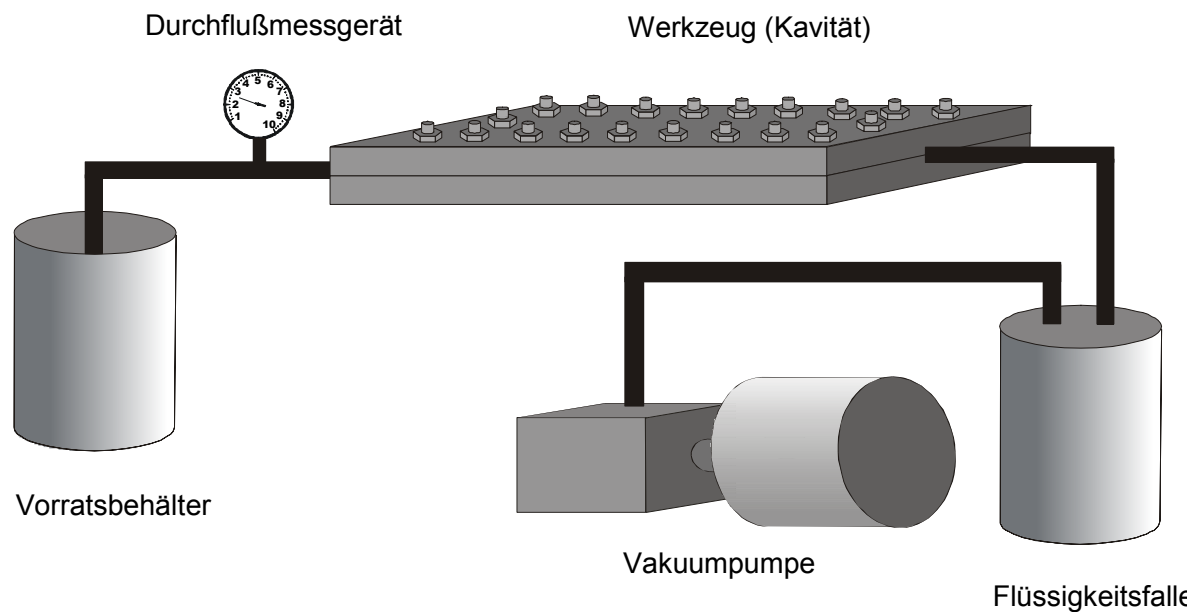
Die folgende Abb. 2.5 gibt einen Überblick über die verschiedenen Varianten der Messverfahren.



**Abb. 2.5:** Systematik der Permeabilitätsmessung

### 2.3.2 Stationäre Verfahren

Den geringsten Aufwand verursachen die stationären Methoden der Permeabilitätsmessung. Sowohl der apparative Aufwand als auch die Auswertung der Versuche gestalten sich einfach. In der folgenden Abb. ist der Versuchsaufbau schematisch dargestellt:



**Abb. 2.6:** Aufbau eines Vakuumversuchs zur Bestimmung der stationären Permeabilität von Faserhalbzeugen

Der hier gezeigte Aufbau stellt einen Vakuumversuch dar, d.h. die Kavität wird evakuiert und das Testfluid unter Umgebungsdruck in das Werkzeug unter Verwendung eines Linienangusses injiziert.

Der Versuchsablauf ist wie folgt: In die Kavität wird das zu prüfende Material eingebracht und das Werkzeug geschlossen. Hierbei ist besonders die seitliche Abdichtung des untersuchten Halbzeuges gegen die Werkzeugwand zu beachten, da Undichtigkeiten in diesem Bereich das Ergebnis stark beeinflussen können. Zum Erreichen eines Vakuums in der Größenordnung von 10 Pa ist ferner eine gute äußere Abdichtung der Kavität erforderlich. Dies kann durch Verwendung von flüssigem Silikon, das nach dem Einbringen in den Dichtungsbereich aushärtet oder mittels knetartiger Dichtmasse (Tackey Tape) geschehen. Während eine mangelhafte äußere Abdichtung des Werkzeugs vergleichsweise einfach durch Messung des Werkzeuginnendrucks noch vor Versuchsbeginn feststellbar ist, können Undichtigkeiten zwischen Testmaterial und Werkzeugwand nach vollständiger Imprägnierung des Materials oder bei undurchsichtigem Oberwerkzeug nicht erkannt werden. Daher ist auch bei stationären Versuchen die Beobachtung des Imprägniervorgangs erforderlich, um fehlgeschlagene Versuche aussortieren zu können.

Vor Versuchsbeginn wird das Werkzeug mittels Vakuumpumpe evakuiert. Nach Öffnung eines Ventils zwischen Injektionspunkt und Vorratsbehälter wird das Testfluid durch den Umgebungsdruck in das Werkzeug gedrückt und imprägniert das zu untersuchende Material. Die eigentliche Messung beginnt, wenn das Fluid wieder aus dem Werkzeug austritt und in die Flüssigkeitsfalle strömt. Am Durchflussmessgerät ist nun ein konstanter Volumenstrom zu beobachten. Dieser Versuchsaufbau ist für die uniaxiale Charakterisierung von Materialien sowohl in der Ebene als auch in Dickenrichtung geeignet. Wird die Messung in Dickenrichtung vorgenommen, kommt als Testwerkzeug meist ein Zylinder zum Einsatz, der in axialer Richtung durchströmt wird. Bei Messung in Dickenrichtung beträgt die Messlänge oft nur wenige mm, bei Bestimmung der Permeabilität in der Ebene bis zu vielen cm. Zur Erzielung möglichst genauer Ergebnisse ist es empfehlenswert, zusätzlich den Druck an der Injektionsstelle mittels Drucksensor zu ermitteln, um Informationen über die Strömungsverluste im Durchflussmessgerät und den Zulaufschläuchen zu erhalten.

Die Auswertung dieser Versuchsart ist recht einfach: Die Permeabilität ergibt sich unter Verwendung des gemessenen Volumenstromes und der Druckdifferenz direkt aus der Definition der Permeabilität gemäß Gleichung (2.1). Zur Bestimmung der Oberflächenpermeabilität ist zusätzlich noch die Kenntnis der Porosität bzw. des Faservolumengehaltes erforderlich.

Neben den Schwierigkeiten der Abdichtung des Testmaterials gegenüber der Werkzeugwand zur Verhinderung von Randeffekten [81], [83], [102] ergeben sich bei dieser Methode noch weitere Probleme. Aufgrund der recht geringen Permeabilitäten der in der Praxis verwendeten Faserhalbzeuge sind die erzielbaren Massen- bzw. Volumenströme sehr gering und daher schwierig zu messen. Dieses Problem kann mit verschiedenen Maßnahmen etwas abgemildert werden: Beschränkungen in der Messlänge insbesondere bei Messungen der Permeabilität in der Ebene des Halbzeuges sowie eine möglichst große durchströmte Querschnittsfläche erhöhen den Volumenstrom ebenso wie die Verwendung eines möglichst niedrigviskosen Ersatzfluides. Es ist aber zu beachten, dass die Permeabilität des zu vermessenden Materials zwar theoretisch von der (newtonschen) Viskosität des Testfluides unabhängig ist [82], jedoch im Interesse von möglichst genauen Werten ist die Verwendung von Fluiden aus dem Viskositätsbereich der Injektionsharze vorzuziehen.

Eine weitere Methode, den Durchfluss durch das untersuchte Material zu erhöhen, ergibt sich ebenfalls direkt aus dem Gesetz von D'Arcy: Auch der Injektionsdruck  $P$  ist direkt proportional zum Volumenstrom  $Q$ . Von einer deutlichen Erhöhung des Druckes sollte allerdings abgesehen werden, da es je nach Halbzeugart (UD-, Multi-axialgelege, Gewebe) und nach Messrichtung (in der Ebene oder Dickenrichtung) zu einer Kompression oder einem „wash out“ des untersuchten Materials und damit zu einer erheblichen Verfälschung der Messergebnisse kommt.

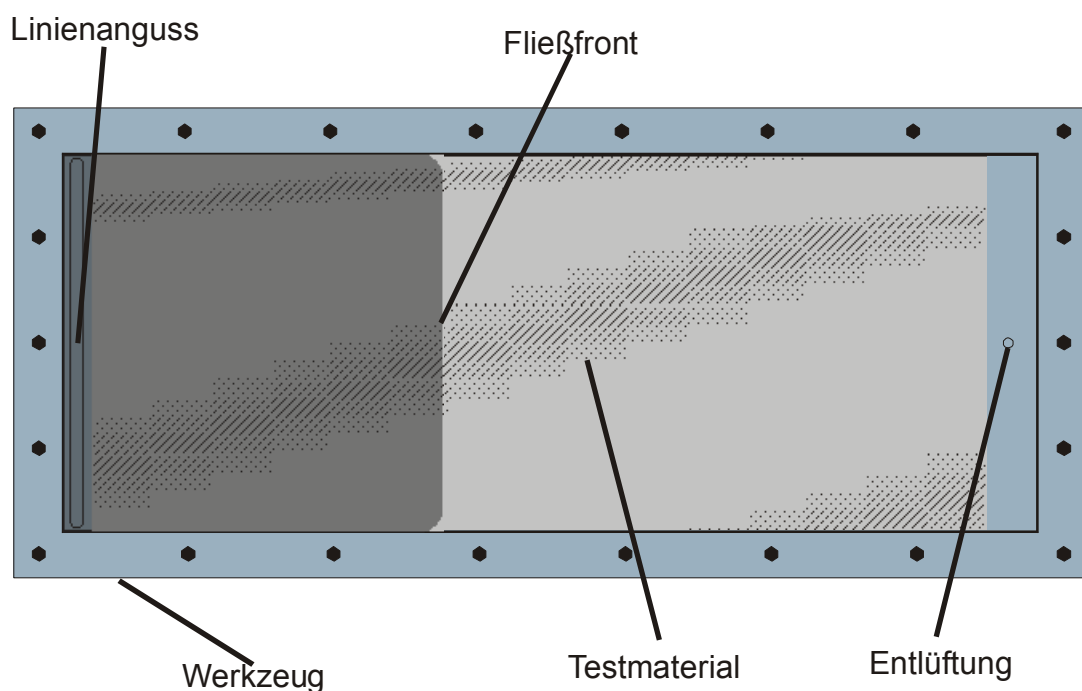
Die im stationären Versuch gemessene Permeabilität ist stets die Permeabilität des gesättigten Materials. Dieser Wert ist aber in der Regel nicht die für die Praxis relevante Größe, da bei der Bauteilherstellung immer ein trockenes Gelege oder Gewebe imprägniert wird. Untersuchungen haben ergeben, dass sich die gesättigten und ungesättigten Permeabilitäten deutlich unterscheiden können (vergl. Kap. 2.2)

### 2.3.3 Instationäre Verfahren

Bei den instationären Verfahren wird normalerweise die ungesättigte Permeabilität gemessen. Instationär bedeutet hierbei, dass sich die Druckverteilung im Werkzeug und der lokale Volumenstrom des Fluids stetig ändern. Die Bestimmung der Permeabilität unter Verwendung einer instationären Methode und konstantem Injektionsdruck ist versuchstechnisch etwas aufwendiger als bei stationären Methoden, da hier das Voranschreiten der Fließfront im untersuchten Material entweder optisch oder über Sensoren beobachtet werden muss. Hierbei ist die optische Methode deutlich vorzuziehen, da die Anzahl der Sensoren in der Regel nicht ausreicht, um auch Schwankungen in der Fließfrontposition über der Messbreite anzuzeigen. Bei einem instationären Versuch mit konstantem Volumenstrom muss zwar die Fließfrontposition nicht zwingend beobachtet werden, aber aufgrund von möglichen Randeffekten oder Unregelmäßigkeiten im Fließfrontverlauf ist dies auch hier zweckmäßig. Da im Rahmen dieser Arbeit nur Versuche mit konstantem Injektionsdruck durchgeführt wurden, wird auf die Auswertung von Versuchen mit konstantem Volumenstrom hier nicht näher eingegangen.

Zur Bestimmung der Permeabilität in der Ebene des untersuchten Materials unter Verwendung von konstantem Injektionsdruck kann grundsätzlich der gleiche Ver-

suchsaufbau verwendet werden wie bei der stationären Messung [66], [103]. Wesentlicher Unterschied zum in Kapitel 2.3.2 beschriebenen Versuch ist die Messgröße. Während des Versuches wird nicht der Volumenstrom gemessen, sondern der gesamte Tränkungsvorgang aufgezeichnet, da hier die Position der Fließfront in Abhängigkeit von der Zeit die Messgröße darstellt. Hierzu wird das (deutlich sichtbare) Voranschreiten der Fließfront von einer Videokamera mit integrierter Stoppuhr aufgezeichnet (Abb. 2.7).



**Abb. 2.7:** Permeabilitätsbestimmung instationär mit unidirektionalem Fließen

Bei Verwendung eines seitlichen Linienangusses kann die Permeabilität nur in einer Richtung bestimmt werden. Bei dieser Versuchskonfiguration tritt wieder das Problem der Abdichtung zwischen untersuchtem Material und Werkzeugwand auf. Das Voreilen der Fließfront an den Rändern der Kavität [63], [78], [81], [90] macht nach Erfahrungen des Autors viele Versuchsergebnisse unbrauchbar.

Der Versuch liefert als Ergebnis ein Diagramm, in dem die Position der Fließfront über der Zeit dargestellt ist. Zur Berechnung der Oberflächen-Permeabilität wird das Gesetz von D'Arcy integriert und man erhält:

$$x^2 = \frac{2K}{\eta} \frac{\Delta P}{1-\phi} t \quad (2.19)$$

Die Permeabilität wird also aus der Steigung der Geraden berechnet, die sich ergibt, wenn man das Quadrat der Fließfrontposition über der Zeit aufträgt.

Um den Aufwand der getrennten Messung der Permeabilitäten in den Hauptrichtungen des untersuchten Materials einzusparen, wird oft auch ein modifizierter Versuchsaufbau mit zentralem Punktanguss genutzt [66], [116], [117], [122]. Das Fluid breitet sich in diesem Fall ellipsenförmig (bei in der Ebene isotropen Materialien kreisförmig) in dem Testmaterial aus. Mit nur einem Versuch lässt sich somit der komplette Permeabilitätstensor in der Ebene des Materials bestimmen.

Diese Methode hat den großen Vorteil, dass die Fließfront die kritischen Randbereiche zwischen Werkzeug und Testmaterial erst nach Ende der Messung erreicht, und so die Abdichtungsproblematik umgangen wird. Aber auch dieses Verfahren hat spezifische Nachteile: Um das Eintreten des Fluids am Punktanguss nicht zu behindern, muss in das Verstärkungsmaterial am Punktanguss ein Loch eingebracht werden. Die Schwierigkeit besteht darin, das Loch so herzustellen, dass die Faserstruktur und damit die Permeabilität möglichst nicht beeinflusst wird. Wie Untersuchungen in Kapitel 5 zeigen, wirkt sich die Permeabilität des verwendeten Materials im Angussbereich stark auf die gesamte Messung aus.

In dieser Versuchsvariante wird ebenfalls der Versuch mit einer Videokamera aufgezeichnet, um die Position der Fließfront in Abhängigkeit von der Zeit sicher bestimmen zu können. In Abb. 2.8 ist der Versuch schematisch dargestellt.

Um die Auswertung des Versuchs [25] zu vereinfachen, wird auf die Unterseite der Plexiglasplatte ein sternförmiges Raster aufgeklebt, das mit circumferentialen Maßlinien versehen ist.

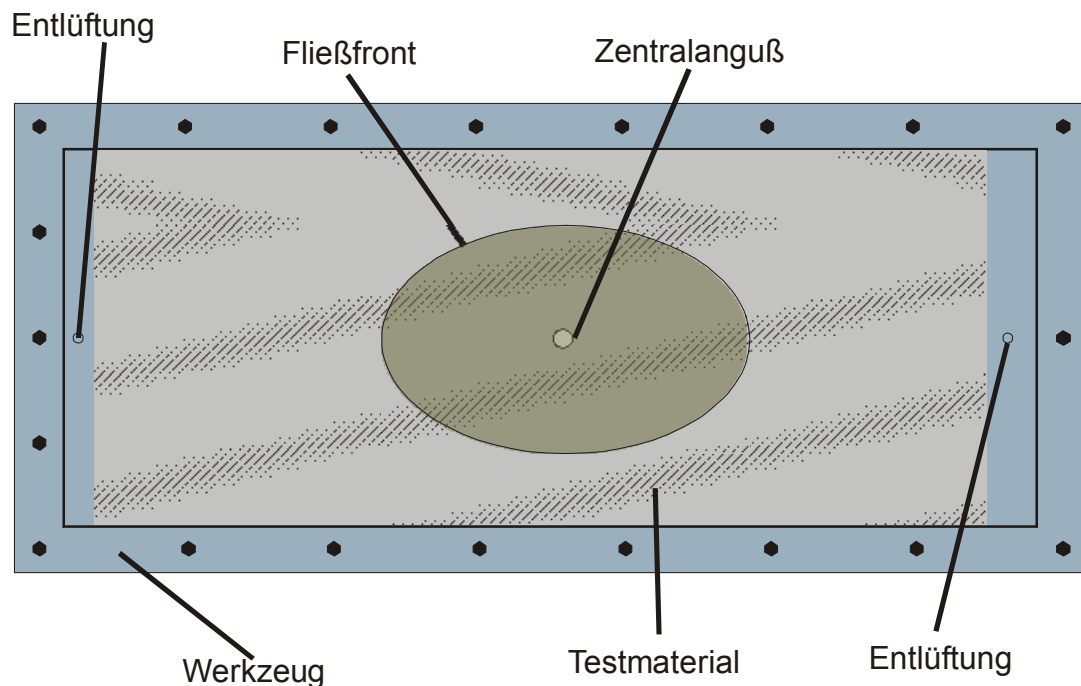
Wie bereits in Abb. 2.5 dargestellt, existiert prinzipiell auch hier die Möglichkeit, Versuche mit konstantem Injektionsdruck oder konstantem Volumenstrom durchzuführen. Aufgrund der wesentlich einfacheren Auswertbarkeit und dem erheblich einfacheren Versuchsaufbau wurden bei diesem Versuchsaufbau stets Versuche mit konstantem Injektionsdruck durchgeführt. Aus diesem Grund wird hier nur auf die

Auswertemethodik von Versuchen mit konstantem Druck eingegangen, auf die Beschreibung der Verfahren mit konstantem Volumenstrom wird dagegen verzichtet.

Bei der Auswertung der Versuche mit konstantem Druck muss eine Fallunterscheidung bezüglich des Rechenverfahrens vorgenommen werden.

Bei kreisförmigem Strömungsverlauf lässt sich der Radius der Fließfront zur Zeit  $t$  durch folgende Differentialgleichung beschreiben:

$$\frac{d(R_f^2)}{dt} = \frac{2K(P_0 - P_f)}{(1 - \phi)\eta} \frac{1}{\ln\left(\frac{R_f}{R_0}\right)} \quad (2.20)$$



**Abb. 2.8:** Messung der Permeabilität bei Verwendung eines zentralen Punktangusses

In dieser Gleichung bedeutet  $R_f$  den Radius der Fließfront zur Zeit  $t$ ,  $R_0$  ist der Angussradius.  $(P_0 - P_f)$  repräsentiert die Druckdifferenz zwischen Anguss und Fließfront. Analog zum eindimensionalen Verfahren ließe sich auch hier die Permeabilität aus

der Steigung einer Geraden ermitteln, wenn man die zeitliche Ableitung von  $R_f^2$  gegen den Term  $\frac{1}{\ln\left(\frac{R_f}{R_0}\right)}$  aufträgt. Erfahrungsgemäß ergibt sich bei der zeitlichen

Ableitung von  $R_f^2$  auf der Basis experimenteller Daten ein so großer Fehler, dass die Ergebnisse nur eine geringe Genauigkeit aufweisen.

Aus diesem Grund ist es sinnvoll, die Differentialgleichung (2.20) zu lösen. Unter Verwendung geeigneter Randbedingungen (bei  $t=0$  auch  $R=R_0$ ), ergibt sich als Lösung:

$$R_f^2 \ln\left(\frac{R_f^2}{R_0^2} - 1\right) + R_0^2 = \frac{4K(P_0 - P_f)}{(1 - \phi)\eta} t \quad (2.21)$$

Nun lässt sich wieder  $R_f^2 \ln\left(\frac{R_f^2}{R_0^2} - 1\right) + R_0^2$  über  $t$  auftragen und aus der Steigung der Geraden kann wiederum die Permeabilität ermittelt werden.

Ist die Permeabilität in der Ebene orthotrop, so bildet sich eine ellipsenförmige Fließfront aus. In diesem Fall lässt sich der zeitabhängige Strömungsverlauf durch die folgenden beiden Differentialgleichungen beschreiben:

$$\frac{d\xi_{f1}}{dt} = \frac{K_1(P_0 - P_f)}{\varepsilon\eta R_0^2} \left( \frac{\alpha}{1 - \alpha} \right) \frac{1}{(\xi_{f1} - \xi_0)(\cosh^2 \xi_{f1})} \quad (2.22)$$

$$\frac{d\xi_{f2}}{dt} = \frac{K_2(P_0 - P_f)}{\varepsilon\eta R_0^2} \left( \frac{\alpha}{1 - \alpha} \right) \frac{1}{(\xi_{f2} - \xi_0)(\cosh^2 \xi_{f2} - 1)} \quad (2.23)$$

Hierin ist  $\alpha = K_2/K_1$  (Verhältnis der Permeabilitäten in den beiden Hauptrichtungen des untersuchten Materials),  $R_0$  beschreibt den Angussradius.  $\xi_{f1,2}$  stellen transformierte elliptische Halbmesser dar, die sich folgendermaßen aus den Längen der Hauptachsen der Ellipsen ergeben:



$$\xi_{f1} = \sinh^{-1} \left[ \frac{R_{f1}}{R_0} \left( \frac{1}{\alpha} - 1 \right)^{-\frac{1}{2}} \right] \quad (2.24)$$

$$\xi_{f2} = \cosh^{-1} \left[ \frac{R_{f2}}{R_0} (1 - \alpha)^{-\frac{1}{2}} \right] \quad (2.25)$$

$\xi_0$  stellt analog zu den obigen Gleichungen das elliptische Äquivalent zum Angussradius dar und ergibt sich aus:

$$\xi_0 = \ln \left[ \frac{(1 + \alpha)^{\frac{1}{2}}}{(1 - \alpha)^{\frac{1}{2}}} \right] \quad (2.26)$$

Aus diesen Gleichungen lassen sich zwei Geraden konstruieren, indem jeweils die transformierten, elliptischen Geschwindigkeiten  $\frac{d\xi_{f1,2}}{dt}$  als Ordinaten und

$$x_1 = \frac{1}{(\xi_{f1} - \xi_0)(\cosh^2 \xi_{f1})} \quad (2.27)$$

$$x_2 = \frac{1}{(\xi_{f2} - \xi_0)(\cosh^2 \xi_{f2} - 1)} \quad (2.28)$$

als Abszissen verwendet werden. Es ergeben sich auf diesem Wege zwei Geraden mit der Steigung

$$m = \frac{K_1(P_0 - P_f)}{\varepsilon \eta R_0^2} \frac{\alpha}{1 - \alpha} \quad (2.29)$$

Wird der Wert von  $\alpha$  richtig gewählt, sind die Steigungen der beiden Geraden gleich und die Permeabilität kann aus den Gleichungen (2.29) und der Definition von  $\alpha$  berechnet werden. In der Praxis geschieht die Bestimmung von  $\alpha$  durch ein Iterationsverfahren, das mit Hilfe einer eigens dafür programmierten Software durchgeführt wird.

Während die Bestimmung der ungesättigten Permeabilität im ein- und zweidimensionalen Fall als Stand der Technik bezeichnet werden kann, bereitet die Bestimmung der ungesättigten Permeabilität in der Dickenrichtung des Materials noch erhebliche Schwierigkeiten. Die wichtigsten Arbeiten auf diesem Gebiet sollen an dieser Stelle kurz vorgestellt werden.

Von Kissinger et al. [130] wurde ein Werkzeug entwickelt, das die Messung ungesättigter Permeabilitäten gleichzeitig in allen drei Raumrichtungen ermöglichen soll. Der experimentelle Aufbau ist in Abb. 2.9 dargestellt.



**Abb. 2.9:** Permeameter zur Bestimmung der Koeffizienten des dreidimensionalen Permeabilitätstensors für ungesättigte Strukturen [130]

Das Werkzeug besteht aus einem Träger-Rahmen, der oben und unten mit zwei Plexiglasscheiben abgedeckt ist. In der unteren Plexiglasscheibe befindet sich der Anschluss für einen zentralen Punktanguss. Jeweils ober- und unterhalb des Werkzeuges sind zwei schräg gestellte Spiegel angebracht, die es ermöglichen, die Fließfront von oben und unten mit einer einzigen Videokamera zu beobachten. Mit diesem Versuchsaufbau kann sowohl von unten die ellipsenförmige Ausbreitung des Testfluides erfasst werden, als auch der Zeitpunkt, bei dem die Flüssigkeit das untersuchte Material in Dickenrichtung erstmals durchdrungen hat sowie die weitere Ausbreitung des Fluides.

Kissinger injiziert ein schnellhärtendes Harzsystem, wobei der Versuch so gesteuert wird, dass die Harzzufuhr sofort unterbrochen wird, wenn das Fluid an der Oberfläche des untersuchten Materials erscheint. Das Harzsystem härtet aus, und das Fasermaterial kann entnommen werden. Die Probe wird nun in den Hauptachsen durch den Angusspunkt aufgeschnitten, und man erhält ein Achtel-Ellipsoid, das die Ausbreitung des Harzes in alle drei Raumrichtungen erkennen lässt. Mittels einer 3D-Simulation kann aus den Achsenverhältnissen durch Iteration die Permeabilität des Halbzeuges bestimmt werden, indem die Permeabilitäten derart eingestellt werden, dass das simulierte Fließbild mit dem Experiment übereinstimmt. Der Nachteil dieses Vorgehens ist, dass zwar mit einem Experiment der komplette Permeabilitätstensor bestimmt werden kann, die statistische Absicherung aber nur gering ist, da pro Experiment nur ein Messwertsatz erzeugt werden kann.

In [109] wird ein ähnliches Vorgehen vorgeschlagen, hier wird im Gegensatz zu Kissinger nur ein einziger Versuch verwendet, um mehrere Messpunkte zu erzeugen. Es wird dabei mittels Sensoren jeweils auf der oberen und der unteren Platte die Position der Fließfront zu unterschiedlichen Zeiten bestimmt. Diese Ergebnisse werden verwendet, um mit einer iterativen Methode und einer Fließsimulation die Permeabilitäten in allen drei Raumrichtungen zu bestimmen.

Weitzenböck et. al [99] messen die dreidimensionale Permeabilität unter Verwendung thermischer Sensoren, die in das zu untersuchende Halbzeug integriert werden. Die Sensoren registrieren die Fließfrontposition, daraus lässt sich ein dreidimensionaler Permeabilitätstensor bestimmen.

## 2.4 Numerische Simulation

### 2.4.1 Grundlagen

Ausgehend von Gleichung (2.4) lässt sich das Gesetz von D'Arcy in einer allgemeinen mehrdimensionalen Form schreiben [46].

$$\mathbf{v} = -\frac{1}{\eta} \mathbf{k} \cdot \nabla P \quad (2.30)$$

Hierin ist  $\mathbf{k}$  der Permeabilitätstensor,  $\nabla P$  ist der Gradient des Druckfeldes. Die Kontinuitätsgleichung lässt sich für inkompressible Fluide als

$$\nabla \cdot \mathbf{v} = 0 \quad (2.31)$$

schreiben. Setzt man Gleichung (2.30) in (2.31) ein, so ergibt sich

$$\frac{1}{\eta} \nabla \cdot (\mathbf{k} \cdot \nabla p) = 0 \quad (2.32)$$

Aus dieser Grundgleichung werden alle numerischen Umsetzungen abgeleitet, die auf dem Gesetz von D'Arcy beruhen.

Von einigen wenigen Ausnahmen abgesehen [127], [47] wird die Simulation unter Verwendung der Finite-Elemente-Methode durchgeführt. Dabei steht eine große Auswahl unterschiedlicher Elementformen und Typen zur Verfügung. Wichtiges Unterscheidungsmerkmal ist dabei die Dimensionalität. Während Dreiecks- und Viereckselemente zu den zweidimensionalen Elementen (Schalenelemente) gehören, sind Tetraeder, Prismen und Quader dreidimensionale Elemente (Volumenelemente). Im Gegensatz zu Berechnungsnetzen aus Volumenelementen liefern solche aus Schalenelementen nur Ergebnisse in der Elementebene, die über die Dicke des Elementes gemittelt sind. Im Bezug auf die Fließsimulation bedeutet dies, dass die Geschwindigkeitskomponente in Dickenrichtung verschwindet. Solche Modelle werden in der Literatur aufgrund der Tatsache, dass diese 2D-Elemente auch im 3D-Raum angeordnet werden können, wobei die Elementnormalen nicht die gleiche Richtung aufweisen müssen, häufig als 2,5D-Modelle bezeichnet.

### 2.4.2 Simulation

In diesem Abschnitt werden kurz die Entwicklungen im Bereich der Simulation der LCM-Verfahren vorgestellt, ohne aber auf die numerische Umsetzung der einzelnen Verfahren näher einzugehen. Einzelheiten hierzu finden sich unter anderem in [92], [96], [98], [100], [107], [108], [114], [120], [121]

Trochu et al. [52], [62] beschreiben die Simulation des RTM-Prozesses auf Basis von sogenannten „non-conforming“ Finiten Elementen [129]. Sie entwickeln eine Berech-

nungsmethode zur Füllsimulation unter Verwendung einer 2,5-D Simulation, bei der auch der Einfluss der Gravitation berücksichtigt wird.

Wu und Hourng [53] entwickeln eine 2D-Simulation mit Berücksichtigung des veränderten Fasergehaltes am Rand der Kavität durch imperfekten Zuschnitt oder Platzierung im Werkzeug.

Lin et al. [1] haben die numerische Berechnung der Fließfrontposition sowie des Aushärtungsprozesses untersucht. Die Genauigkeit der Berechnung des Aushärtungsstandes ist besonders wichtig, da dieser Parameter in die Berechnung der Viskosität hochgradig nicht-linear eingeht und damit schon geringe Fehler einen großen Einfluss auf die Fließberechnungen haben. Ausgehend vom Gesetz von D'Arcy in seiner allgemeinen Form (Gleichung (2.30)) und dem Massenerhaltungssatz schreibt Lin das Fließgesetz in folgender Form:

$$\varepsilon \frac{\delta}{\delta t} s = \frac{1}{\eta} \nabla(\mathbf{k} \cdot \nabla p) \quad (2.33)$$

Hierin bedeuten  $\varepsilon$  die Porosität und  $s$  den Sättigungsgrad des Materials. Das Konzept der teilweisen Sättigung des Materials wurde aus [17] übernommen.

Das Aushärtungsverhalten wird durch folgende Gleichung (2.34) beschrieben:

$$s\varepsilon \frac{\partial \alpha}{\partial t} + \mathbf{q} \cdot \nabla \alpha = s\varepsilon \cdot f(\alpha) \quad (2.34)$$

Es sind  $\alpha$  der Aushärtungsgrad,  $\mathbf{q}$  der spezifische mittlere Volumenstrom.  $f(\alpha)$  ist ein harzspezifischer Quellterm. Diese Gleichung wird mittels einer „upwind“-Finite-Elemente-Technik diskretisiert. Obwohl diese Methode eine sehr stabile Lösung erzeugt, wird sie von der sogenannten künstlichen Diffusion verfälscht, die bei Strömungsfeldern aufgrund der Diskretisierung auftritt. Dieser Fehler lässt sich zwar durch eine Verfeinerung des FE-Netzes reduzieren, dies führt jedoch zu einer erheblichen Erhöhung der Rechenzeit, die üblicherweise quadratisch mit der Anzahl der Knoten anwächst. Zur Vermeidung dieses Problems werden „interne Knoten“ eingeführt, die die künstliche Diffusion reduzieren, ohne das eigentliche FE-Netz zu verfeinern. Hierzu wird das Knotenvolumen in  $n$  gleiche Untervolumen unterteilt. Jedes dieser Untervolumen repräsentiert einen eigenen Aushärtungsgrad  $\alpha_i$ , deren Mittelwert

gerade  $\alpha$  des gesamten Knotens ergibt. Die mit dieser Methode erzeugten Ergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung mit analytisch erzeugten Daten.

Phelan [51] sowie Pham et al. [94], [123] beschreiben die Simulation eines kombinierten Fließpress-/Injektionsprozesses mittels Schalenelementen. Bei diesem Prozess wird zunächst in eine etwas geöffnete Form injiziert. Die daraus resultierende größere Kavität führt bei der Preform zu einem deutlich geringeren Faservolumengehalt und damit zu einer erheblich höheren Permeabilität, was die Füllzeit und den benötigten Injektionsdruck drastisch reduziert. In einem zweiten Schritt wird die teilweise imprägnierte Preform auf die Enddicke komprimiert. Die Hauptschwierigkeit bei der Simulation besteht dabei bei der Berechnung der Kompression einer aus mehreren Lagen bestehenden Preform [50] und der zugehörigen Permeabilität. Eine ähnliche Vorgehensweise beschreiben auch Pillai et al. [45] sowie Han et al. [101].

Han et al. [43] modellieren und simulieren den Injektionsprozess bei Verwendung einer flexiblen Werkzeughälfte und eines Verteilermediums (vergl. Kap. 1.2.5). Dazu wird ein hybrides 2,5-D / 3D Modell entwickelt. Bei dieser Technik wird in den bereits gefüllten Bereichen der Kavität ein konventionelles 2,5-D Fließmodell verwendet. Dies bedeutet, dass der Fluss in Dickenrichtung des Bauteils vernachlässigt wird. In den Bereichen der Kavität, in denen das Bauteil noch nicht über die gesamte Dicke gefüllt ist, wird eine modifizierte Kontrollvolumentechnik (vgl. Kap. 3) angewandt. Statt des üblichen Füllfaktors  $f$  des 2D-Kontrollvolumens werden nun zwei Füllfaktoren  $f_1$  und  $f_2$  eines 3D-Kontrollvolumens eingeführt.  $f_1$  beschreibt dabei den Füllfaktor der Fließschicht,  $f_2$  ist für das eigentliche Gelege zuständig. Erst wenn  $f_1=1$  und  $f_2=1$  gilt, ist der Bereich vollständig imprägniert, und das 3D-Kontrollvolumen kann wieder gelöscht werden. Die variable Preformdicke aufgrund der sich im Prozessverlauf ändernden Druckverhältnisse im Fließbereich wird mittels einer empirischen Gleichung der Mattenkompressibilität nach Trevino [44] berücksichtigt. Die so bestimmte Dickenänderung der Preform lässt sich direkt auf die Porosität umrechnen. Die empirischen Gleichungen nach Kozeny und Carman wiederum liefern die zugehörige Permeabilität. Das Modell wurde anhand einer Ruderbootstruktur verifiziert und eine gute Übereinstimmung mit durchgeführten Experimenten gefunden.

Auch Friedrichs und Güceri [48] referieren über eine Hybridtechnik in der RTM-Simulation. Im Gegensatz zu reinen 2D- oder 3D-Methoden reduzieren sie den Aufwand der Simulation, indem sie das 3D-Geschwindigkeitsfeld nur berechnen, wenn auch alle drei Geschwindigkeitskomponenten signifikant sind. Für ebene Bereiche hinter der Fließfront wird somit eine 2,5D-Approximation verwendet, an der Fließfront, bei Dickensprüngen oder Verzweigungen in der Geometrie hingegen ein vollständig dreidimensionaler Ansatz gewählt. Die Gleichungen werden numerisch mittels der Finite Differenzen Methode (FDM) gelöst.

Loos und MacRae [75] haben ein 2D-Modell zur nicht-isothermen Simulation des RFI-Prozesses entwickelt. Bei diesem Prozess (vgl. Kap 1.2.4) wird die endgültige Bauteildicke nicht von der Werkzeuggeometrie vorgegeben, sondern ergibt sich aus dem Kompaktierungs- bzw. Fluidruck. Da für den Zusammenhang zwischen Kompaktierungsdruck und Permeabilität keine Berechnungsmodelle zur Verfügung stehen, werden die benötigten Permeabilitätswerte auf experimentellem Wege bestimmt. Mittels einer FE/CV-Methode wird der Prozess schließlich simuliert.

Verschiedene Autoren haben sich mit der Optimierung des Prozesses unter Verwendung von Simulationsmodellen beschäftigt. Yu und Young [84] verwenden einen genetischen Algorithmus zur Bestimmung der optimalen Prozessparameter wie Werkzeugtemperatur und -heizung, Füllvorgang und Härtetemperatur. Mychajluk et al. [67] stellen ebenfalls ein Modell zur Optimierung der genannten Parameter vor. Mathur et al. [124] verwenden wiederum einen genetischen Algorithmus, versuchen damit aber optimale Ein- und Auslasspositionen zu ermitteln, so dass eine minimale Prozesszeit erreicht wird.

Eine besondere Art der Simulation wird in [131] vorgestellt. Wie bei vielen anderen Simulationsprogrammen auch wird hier die Werkzeugfüllung berechnet. Allerdings ist es in diesem Programm möglich, während der Simulation die Positionen der Angüsse und Entlüftungen zu verändern, sowie die Simulation „zurückzuspulen“.





### **3 Beschreibung der verwendeten Simulationssoftware**

#### **3.1 Softwareauswahl**

Um den immer kürzer werdenden Entwicklungszyklen gerecht zu werden, wird die Prozessentwicklung durch Simulation unterstützt. Teure Fehlversuche und Werkzeugänderungen können damit häufig vermieden werden. Sowohl der Füllvorgang des Werkzeuges, die Positionierung und Steuerung von Ein- und Auslässen als auch thermische Vorgänge durch die Werkzeugtemperierung und Reaktion des Harzes können simuliert werden.

In den vergangenen Jahren wurden einige Programme zur Simulation des RTM-Prozesses entwickelt, anfänglich vorwiegend unter Verwendung von 2D-Schalen-Elementen [35]-[37], [85]. Erst in letzter Zeit kamen vermehrt Programme auf den Markt, die eine vollständig dreidimensionale Berechnung des Fließvorgangs erlauben [38]-[40]. Die Forschung an dreidimensionalen Berechnungsmethoden ist erforderlich, da in vielen Bereichen zunehmend Bauteile mit komplexer, dreidimensionaler Struktur entwickelt werden.

In den nächsten Kapiteln wird das in dieser Arbeit verwendete Simulationsprogramm detailliert beschrieben: Es handelt sich dabei um die Liquid Injection Moulding Simulation (LIMS) in der Version 4.0 von 1998, entwickelt am Center for Composite Materials, Delaware, USA unter Leitung von Prof. S.G. Advani. LIMS ermöglicht eine Simulation mit zweidimensionalen Elementen im dreidimensionalen Raum (2 ½-D-Simulation).

#### **3.2 LIMS**

##### **3.2.1 Überblick**

LIMS in der Version 4.0 [41] basiert auf einem ANSI C Quellcode und wurde gegenüber den vorhergehenden Versionen 2 und 3 [42], die noch auf der älteren Programmiersprache FORTRAN 77 beruhen, komplett neu geschrieben. Die Verwendung von ANSI C bietet den Vorteil, dass die Software sehr leicht portierbar ist, da der Quellcode in einer plattformunabhängigen Sprache vorliegt. Lediglich die Benutzerschnittstelle muss jeweils plattformabhängig gestaltet werden. In dieser Arbeit

wurde LIMS 4.0 auf einer Silicon-Graphics Unix Umgebung unter dem Betriebssystem IRIX 6.0 eingesetzt. Im Folgenden werden die Möglichkeiten und Eigenschaften der Software näher beschrieben.

### 3.2.2 Beschreibung der Software

Das Programm bietet die Möglichkeit, zweidimensionale Elemente im dreidimensionalen Raum zu verwenden. Dies können Dreiecks- oder Viereckselemente sein. Das Fließen des Fluides im Werkzeug kann sowohl isotherm als auch nicht-isotherm unter Verwendung eines newtonschen Fluides simuliert werden. Für wenige nicht-newtonsche Fluide stehen einige Ersatzmodelle [41] zur Verfügung, die es ermöglichen sollen, eine newtonsche Ersatz-Viskosität zu bestimmen. Als Angussysteme stehen Punktangüsse an Einzelknoten des Netzes sowie diskretisierte Linienangüsse zur Verfügung. Die Angüsse können sowohl mit konstantem Druck, konstantem Volumenstrom als auch mit einer beliebigen Kombination beaufschlagt werden. Die möglichen Angusssteuerungen sind in Abb. 3.1 schematisch dargestellt.

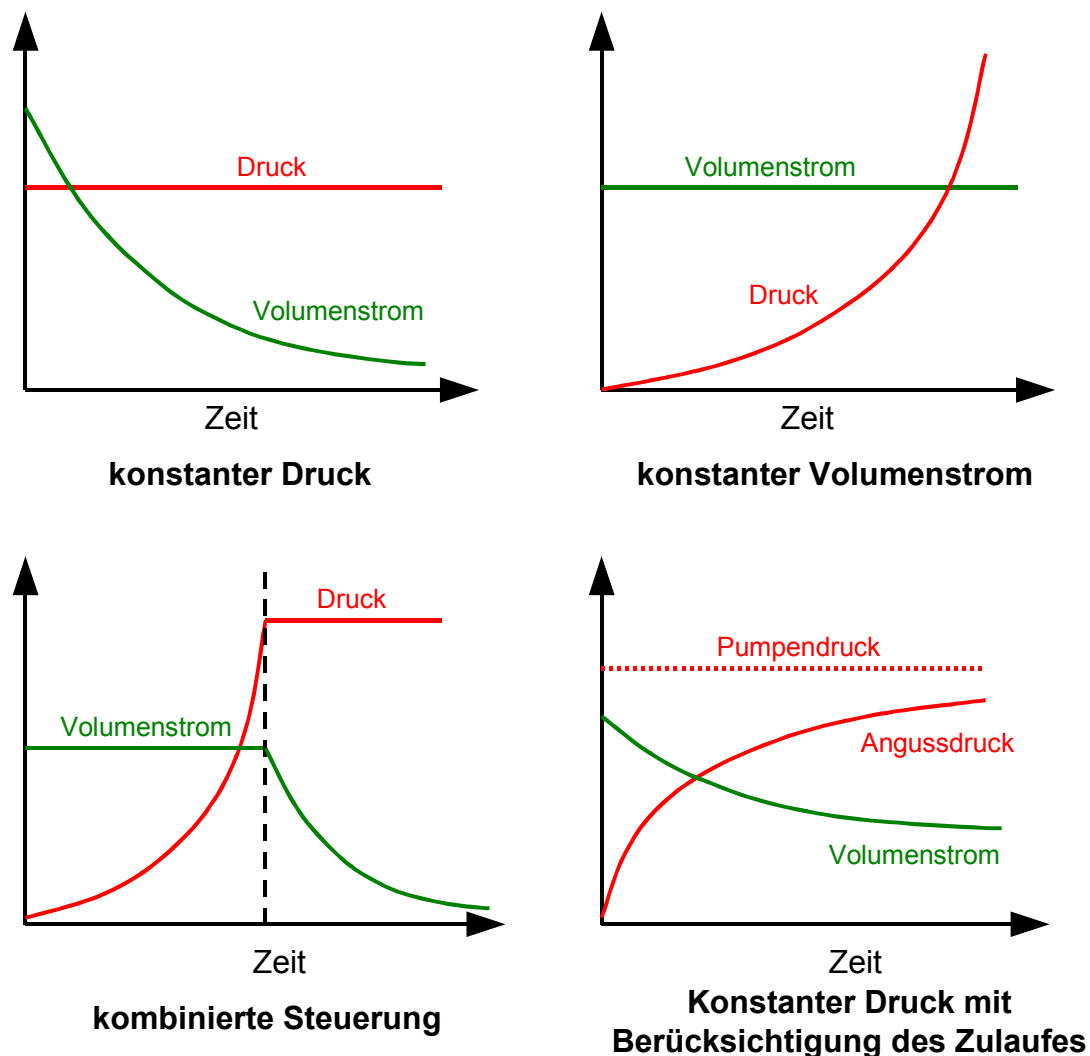
Neben den klassischen Varianten der Angusssteuerung mit konstantem Druck oder Volumenstrom, bzw. einer Umschaltung im Verlaufe des Prozesses verdient die vierte in LIMS mögliche Variante eine besondere Beachtung. Grundsätzlich handelt es sich hier um ein Angussystem mit konstantem Druck, jedoch wird in der Simulation der Fließwiderstand des Zulaufschlauches mit berücksichtigt. Der am Einlass zur Verfügung stehende Volumenstrom  $Q$  wird beschrieben durch:

$$Q = \frac{P_{Pumpe} - P_0}{R} \quad (3.1)$$

Es bedeuten hierbei  $P_{Pumpe/0}$  den Pumpen- sowie den Angussdruck.  $R$  bezeichnet den Fließwiderstand des Zulaufrohres. Zur Vereinfachung wird diese Gleichung zu

$$Q = Q_0 + CP_0 \quad (3.2)$$

mit  $Q_0 = \frac{P_{Pumpe}}{R}$  und  $C = -\frac{1}{R}$  umgeschrieben. Die Konstanten  $Q_0$  und  $R$  können direkt im Inputdeck der Simulation definiert werden.



**Abb. 3.1:** Angusssteuerung in der Simulation

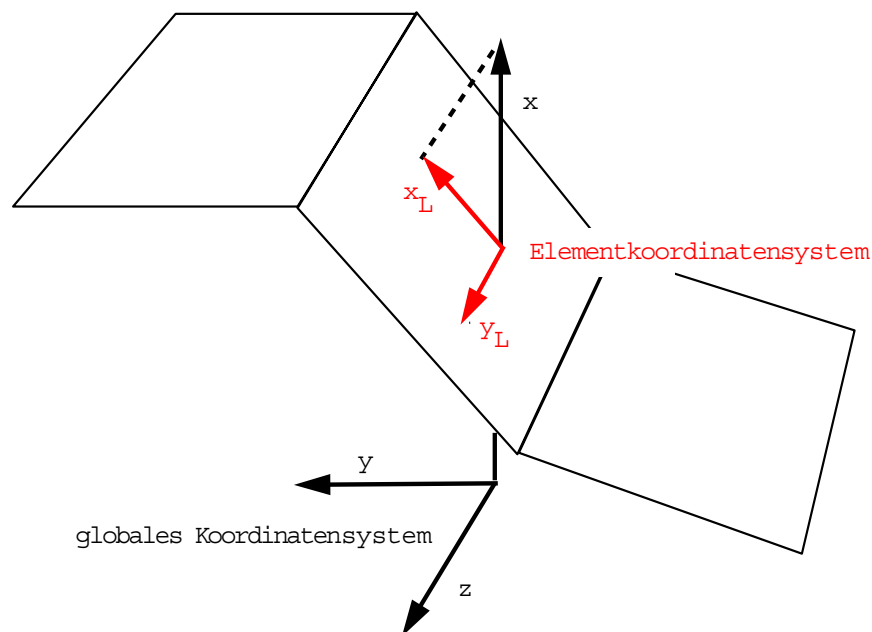
Die Simulation erlaubt den Einsatz von nahezu beliebigen Sensoren, über die ebenfalls eine Beeinflussung des Angusssystems möglich ist [77]. Beispielsweise können je nach Position der Fließfront in der Simulation Angüsse zu- oder abgeschaltet werden. Dies erlaubt einen sehr flexiblen Einsatz der Simulation auch für spezielle Randbedingungen wie im RFI-Verfahren (vgl. Kap 6.2).

Als Ausgabedaten stehen nach der Simulation die Fließfrontposition in Abhängigkeit von der Zeit, die Druckverteilung, sowie bei nicht-isothermen Berechnungen [76] die Temperaturverteilung und der Aushärtegrad zur Verfügung.

### 3.2.3 Konzept und Simulationstechnik

Die Vorbereitung einer Simulation mit LIMS wird mit einem kommerziellen Preprozessor vorgenommen. An der IVW GmbH steht hierfür ANSA von BETA CAE Systems ab der Version 9 und PATRAN von Parametrics ab der Version 7.0 zur Verfügung. Hier werden die Geometriedaten aufbereitet und das Finite-Elemente-Netz erzeugt. Ebenso werden den einzelnen Bereichen der Geometrie die Materialeigenschaften zugewiesen, sowie die Permeabilitäten definiert.

Die Permeabilität wird über einen globalen Tensor 2. Stufe mit den Komponenten  $K_{11}$ ,  $K_{22}$  und  $K_{12}$  beschrieben. Die Permeabilität der Elemente wird durch eine Projektion des globalen Koordinatensystems auf das lokale Elementkoordinatensystem beschrieben. Abb. 3.2 illustriert diese Vorgehensweise.



**Abb. 3.2:** Transformation der globalen Koordinaten in Elementkoordinaten

Nach der Vorbereitung der Daten in der beschriebenen Art und Weise werden die Daten über eine an der IVW GmbH programmierte Schnittstelle in ein Inputdeck für LIMS konvertiert. Hierbei werden zusätzlich die Viskositätsdaten in Verbindung mit

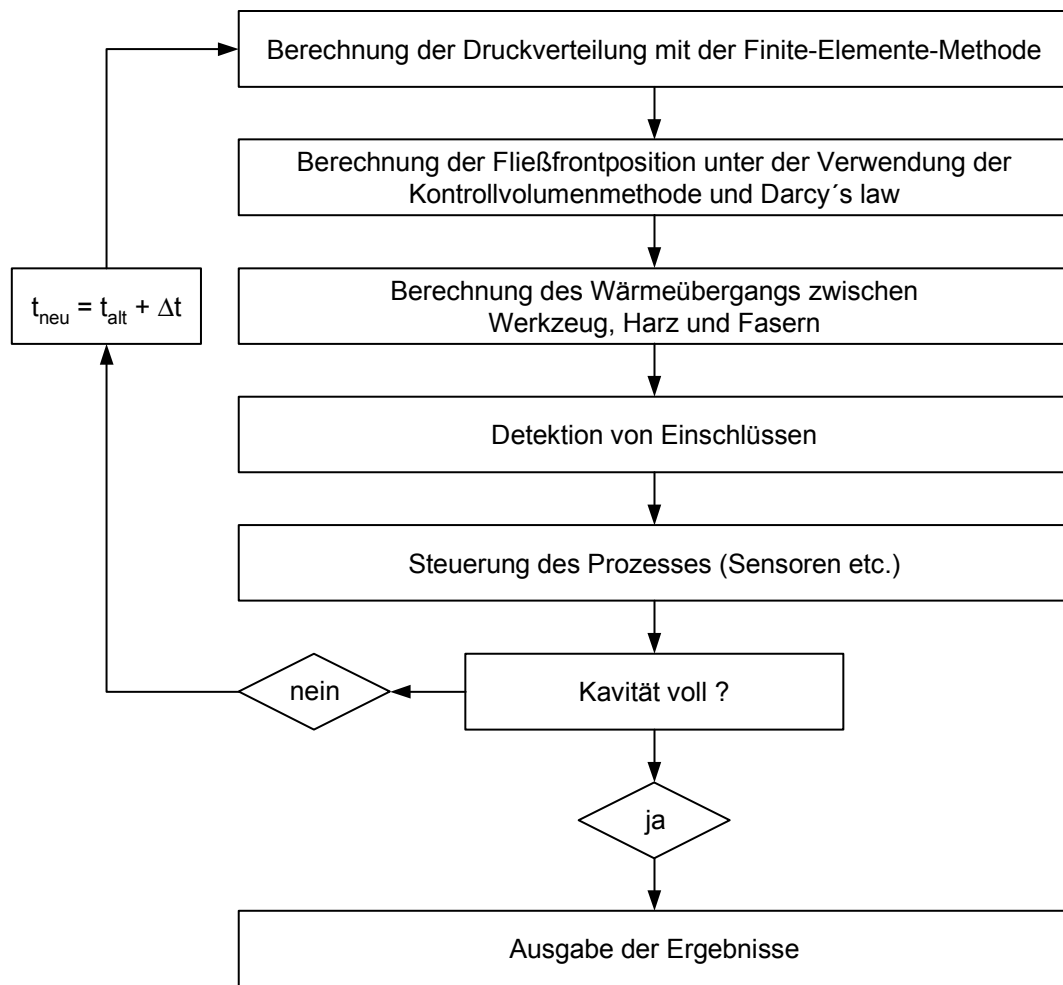
dem Viskositätsmodell und die Lage, Art und Parameter der Angüsse eingegeben, sowie bei Bedarf Sensoren definiert.

In einem weiteren Schritt wird eine Steuerungsdatei generiert, von der die eigentliche Simulation durchgeführt wird. Diese beinhaltet unter anderem die Steuerung des Solvers, der Sensoren und des Angussystems.

Der eigentliche Ablauf der Simulation ist zusammenfassend im Flussdiagramm in Abb. 3.3 dargestellt: Zunächst wird mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode die Druckverteilung in bereits gefüllten Teilen des Simulationsbereiches berechnet. Im nächsten Schritt wird mittels der Kontrollvolumenmethode und dem Gesetz von D'Arcy die Ausbreitung der Fließfront ermittelt. Die Funktionsweise der Kontrollvolumenmethode wird im folgenden Abschnitt näher erläutert. Im Falle einer nicht-isothermen Simulation wird jetzt der Wärmeübergang zwischen Werkzeug, Fasern und Matrix bestimmt. Die Temperaturberechnung erfolgt in diesem Fall dreidimensional. Die Elemente werden hierzu in Dickenrichtung zusätzlich diskretisiert.

Sofern in der Berechnung kein Vakuum angenommen wird, können Auftreten und Lage von Einschlüssen ermittelt werden. Abschließend werden alle Maßnahmen der äußeren Prozesssteuerung durchgeführt. Dies umfasst die Abfrage der Sensoren und die Beeinflussung der daran gekoppelten Elemente, wie der Angüsse und Entlüftungen. Nach einer Überprüfung des Formfüllgrades und einer möglicherweise gesetzten Abbruchbedingung beginnt die Simulationsschleife wieder mit der erneuten Berechnung der Druckverteilung in der Kavität.

Zum Abschluss der Beschreibung der Simulationstechnik von LIMS wird jetzt auf die klassische Kontrollvolumenmethode eingegangen, da diese Methode die zentrale Technik zur Berechnung des Fließvorganges darstellt. Hierbei wird die Geometrie, ausgehend von der Diskretisierung des Modells in die finiten Elemente, zusätzlich in sogenannte Kontrollvolumen unterteilt. Dies geschieht nach folgendem Schema: Jeder Knoten des Netzes repräsentiert ein virtuelles Volumen, dessen Größe aus den angrenzenden Elementen ermittelt wird. Das Vorgehen erläutert Abb. 3.4.



**Abb. 3.3:** Flussdiagramm des Simulationsablaufes in LIMS

Bei dem hier gezeigten Netz aus Viereckselementen ergibt sich ein Kontrollvolumen  $V_c$  aus jeweils einem Viertel des Volumens der vier angrenzenden Elemente. Damit ist

$$V_c = A_1 d_{e_1} + A_2 d_{e_2} + A_3 d_{e_3} + A_4 d_{e_4} \quad (3.3)$$

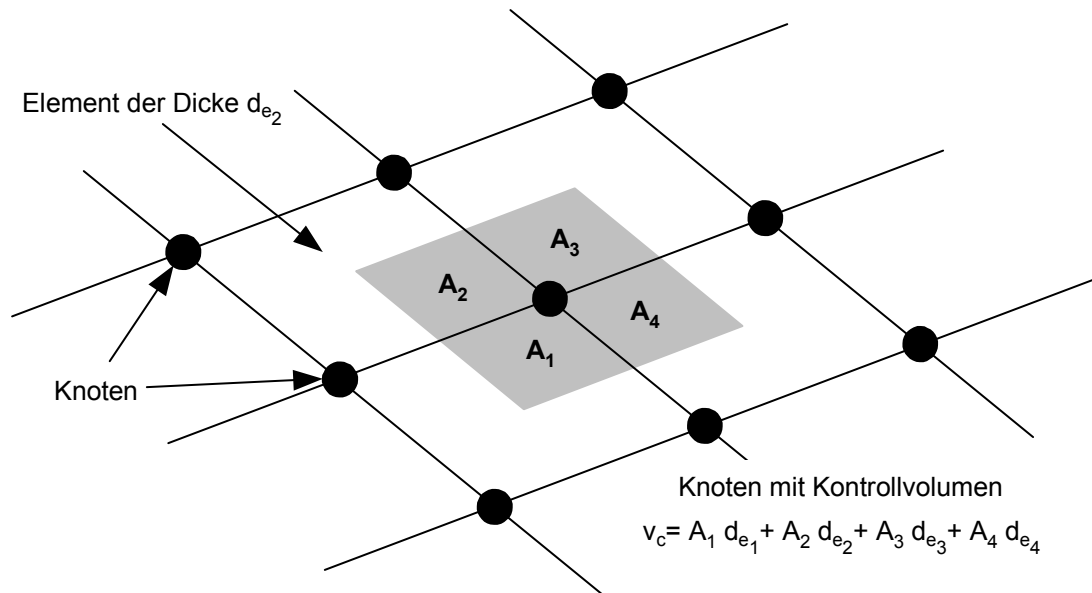
mit  $A$  als anteiliger Elementfläche und  $d_e$  als zugehöriger Elementdicke.

Nun kann der Volumenstrom  $q_{ij}$  zwischen zwei angrenzenden Kontrollvolumen  $V_{ci}$  und  $V_{cj}$  durch folgende Gleichung ermittelt werden:

$$q_{ij} = \frac{b}{\eta_{eff}} \left( \frac{d_i + d_j}{2} \right) \left( K_{xx} \left( \frac{P_i - P_j}{l} \right) + K_{xy} \frac{\delta P}{\delta n} \right) \quad (3.4)$$

Es sind hierin  $b$  die Breite der Verbindungsfläche zwischen beiden Kontrollvolumen,  $d$  ist die jeweilige Elementhöhe,  $l$  bezeichnet den Abstand zwischen Knoten  $i$  und  $j$ .  $K$  beschreibt die Permeabilität im Elementkoordinatensystem,  $P$  ist der jeweilige Druck am Knoten, der zu diesem Zeitpunkt bereits aus der FE-Berechnung bekannt ist.

$\frac{\delta P}{\delta n}$  bezeichnet den Druckgradienten senkrecht zur Fließrichtung. Dieser wird aus der Mittelung der Druckgradienten der angrenzenden Elemente gewonnen.  $\eta_{\text{eff}}$  ist die effektive Viskosität des fließenden Mediums.



**Abb. 3.4:** Aufteilung und Berechnung eines Kontrollvolumens

Der gesamte Volumenstrom in einem Netz mit  $N$  Knoten wird also in einem Zeitschritt  $\Delta t$  über folgende Beziehung bestimmt:

$$Q_i = \sum_{j=1}^N q_{ij} \Delta t \quad (3.5)$$

Um die Position der Fließfront zu verfolgen, wird für jeden Knoten (Kontrollvolumen) ein Füllfaktor eingeführt. Dieser liegt zwischen 0 und 1. 1 bedeutet hierbei, dass das

Volumen vollständig gefüllt ist, 0 beschreibt ein leeres Volumen. Der Füllfaktor 0,5 steht definitionsgemäß für den Fall, dass die Fließfront sich gerade über diesem Knoten befindet. Die Größe eines Zeitschrittes  $\Delta t$  im Verlauf der Simulation wird so gewählt, dass gerade genau ein Kontrollvolumen den Füllfaktor 1 erreicht.



## 4 Verifikation von LIMS

### 4.1 Übersicht

In diesem Kapitel wird die Verifizierung des in dieser Arbeit verwendeten Simulationsprogramms beschrieben. Die Verifikation erfolgt mittels einfacher Fließversuche mit ein- und zweidimensionalem Fließen [103]. Dabei werden die experimentell ermittelten Fließfrontpositionen bei einfachen Injektionsversuchen mit denen von der Simulation gelieferten, sowie teilweise auch analytischen Ergebnissen verglichen. Ziel ist es, die Simulationstechnik grundsätzlich auf ihre Eignung zur Simulation von Harzinjektionsprozessen zu überprüfen, Möglichkeiten und Grenzen zu definieren, sowie ein Anwendungsfenster, wie es auch in der Prozesstechnik üblich ist, zu beschreiben.

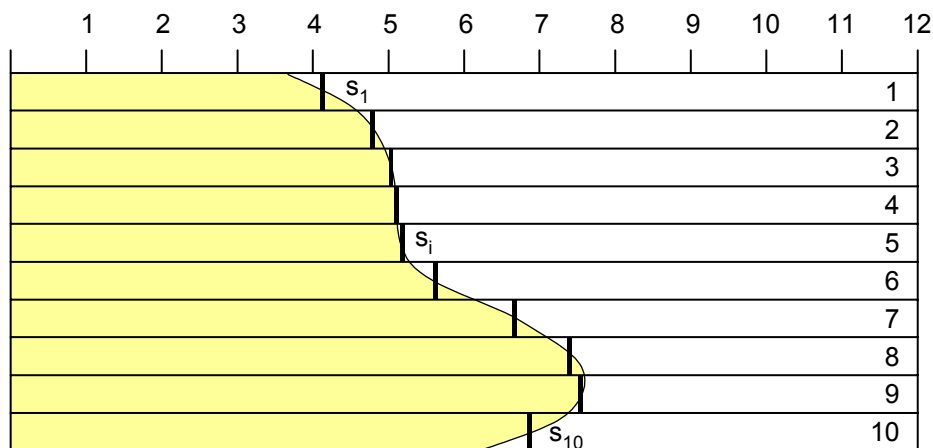
### 4.2 Eindimensionales Fließen

Zunächst wird der Fall des eindimensionalen Fließens untersucht. Hierfür steht zur Bestimmung der Fließfrontposition neben dem Experiment und der Simulation auch eine analytische Lösung zur Verfügung, was die Bewertung der Ergebnisse besonders einfach gestaltet.

Die experimentellen Untersuchungen werden im Plattenpermeameter gemäß der Beschreibung in Kapitel 2 durchgeführt. Es wird ein seitlicher Linienanguss verwendet. Als Fasermaterial kommt unidirektionales (UD) Glasfasergelege in  $0^\circ$  und  $90^\circ$  Konfiguration (Winkel jeweils im Bezug zum Linienanguss) zum Einsatz. Dies erlaubt die Verifikation bei sehr unterschiedlichen Permeabilitäten und Fließgeschwindigkeiten.

Die Versuche werden isotherm mit Maiskeimöl durchgeführt, welches bei Raumtemperatur eine Viskosität von ca. 50 mPas besitzt. Bei den Versuchen wird die mittlere Fließfrontposition über der Zeit aufgezeichnet. Die Mittelung der Fließfrontposition ist insbesondere bei den Fließfrontmessungen des  $0^\circ$ -Geleges erforderlich, da es nicht möglich war, eine gleichmäßige Fluidausbreitung über der Breite der Kavität zu erzeugen. Zur Mittelung wird die Breite der Kavität in 10 Abschnitte unterteilt und die

mittlere Position der Fließfront als arithmetisches Mittel der Einzelwerte zu einem definierten Zeitpunkt bestimmt (siehe Abb. 4.1).



$$s = \frac{1}{10} \sum_{i=1}^{10} s_i$$

**Abb. 4.1:** Ermittlung der Fließfrontposition bei ungleichmäßiger Harzausbreitung

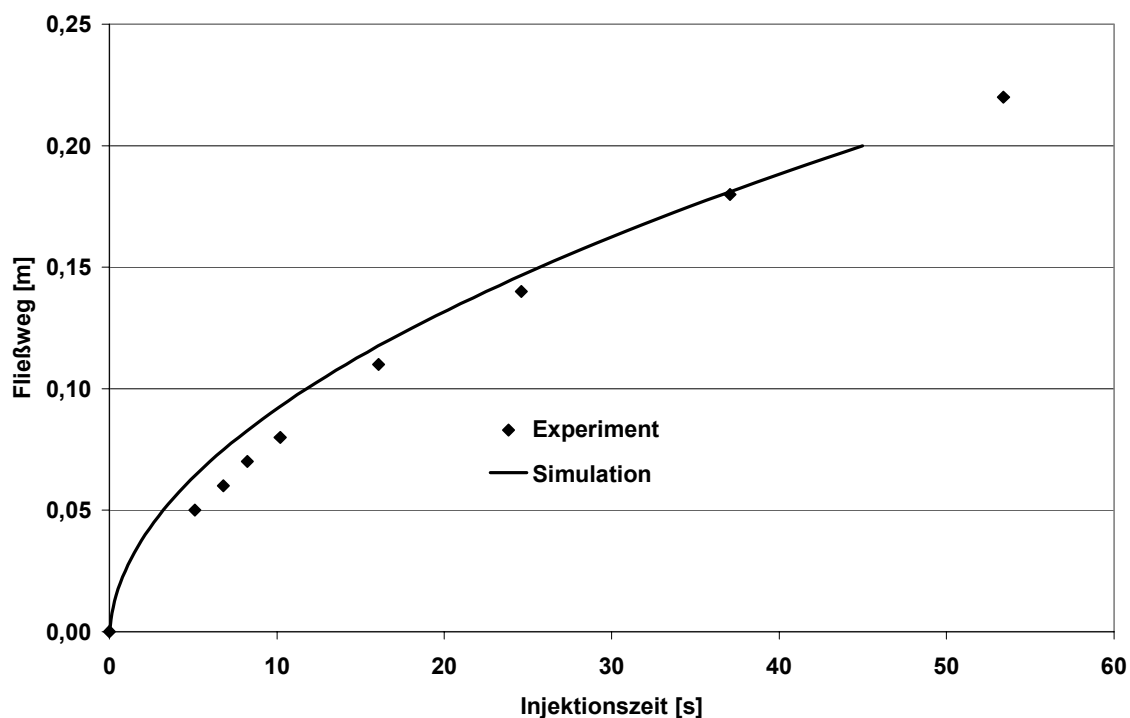
Die Ursache der ungleichmäßigen Fließfront liegt zum einen in der problematischen seitlichen Abdichtung des Geleges gegenüber der Kavität, zum anderen in der enormen Abhängigkeit der Permeabilität von UD-Gelegen in 0°-Richtung von der Mikrostruktur, die bei diesem Gelegetyp sehr instabil ist und stark von der Zuschnitt- und Einlegetechnik abhängt. Schon geringste Verschiebungen in den Faserbündeln führen zu einem sichtbar veränderten Fließfrontverlauf.

Die Simulation dieser Versuche wird in LIMS an einem 2D-Schalenmodell mit 1000 quadratischen Elementen durchgeführt. Die Viskosität wird mit einem Rotationsviskosimeter der Fa. Brookfield (Modell DV-II) bestimmt, die Permeabilität des Geleges wird gemäß der Beschreibung in Kapitel 2 experimentell bei konstantem Druck und eindimensionalem instationären Fließen bestimmt. Folgende Permeabilitäten der Gelege werden bei einem Faservolumengehalt von ca. 49 Vol.-% ermittelt:

**Tabelle 4.1:** Orientierungsabhängige Permeabilität von UD-Glasgelege

Orientierung	Permeabilität [m <sup>2</sup> ]
0°	$4,8 \cdot 10^{-11}$
90°	$6,7 \cdot 10^{-12}$

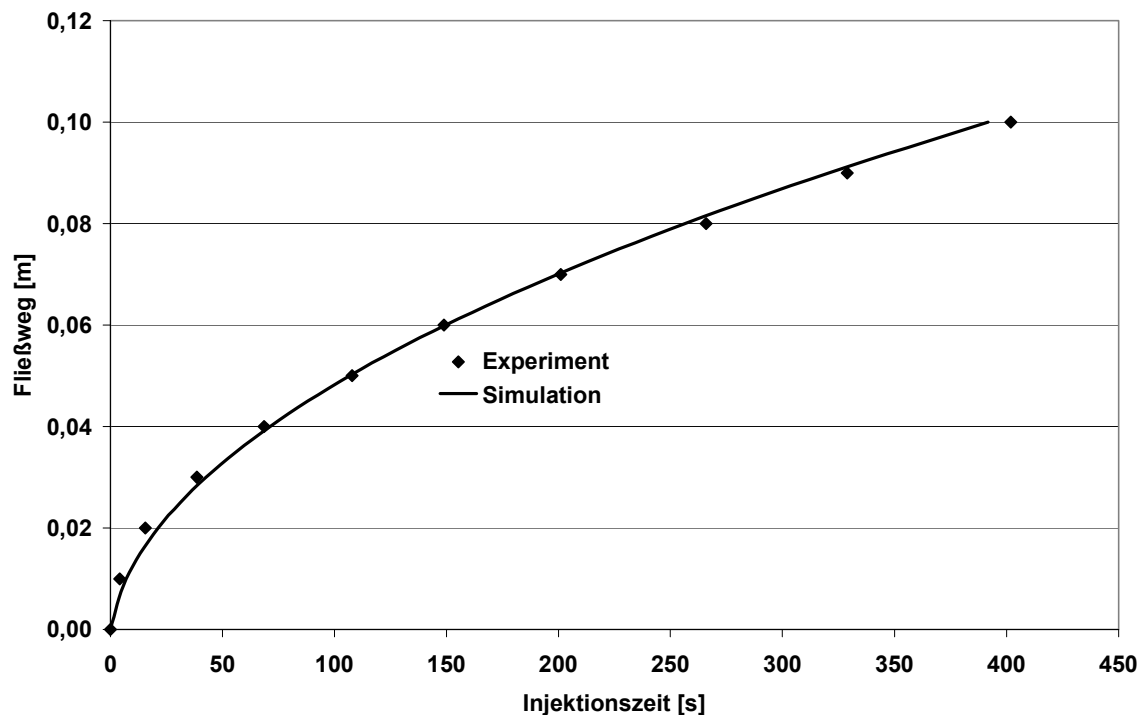
In den folgenden Diagrammen (Abb. 4.2 und Abb. 4.3) sind experimentell ermittelte Fließfrontpositionen den Simulationsergebnissen gegenübergestellt:



**Abb. 4.2:** Vergleich von Experiment und Simulation bei 0°-Gelege, unidirektionales Fließen

Zunächst fällt eine recht gute Übereinstimmung der Simulation mit den experimentellen Ergebnissen auf. Es ist jedoch bemerkenswert, dass die Genauigkeit bei dem 90°-Gelege sichtbar höher ist als bei dem 0°-Gelege. Ursache hierfür kann eine ungenauere Messung durch die erwähnte Problematik bezüglich der Fließfrontausbreitung bei 0°-Versuchen sein. Möglicherweise ist jedoch auch die Fließgeschwindigkeit für die Abweichung verantwortlich. Diese ist aufgrund der fast 10-fach höhe-

ren Permeabilität des Geleges in  $0^\circ$ -Richtung bei dem  $0^\circ$ -Fließversuch wesentlich größer. Der Einfluss der Fließgeschwindigkeit auf die Güte der Simulation wird in einem der folgenden Abschnitte näher untersucht. Grundsätzlich liefert die Simulation für unidirektionales Fließen sehr gute bis gute Prognosen.



**Abb. 4.3:** Vergleich von Experiment und Simulation bei  $90^\circ$ -Gelege, unidirektionales Fließen

### 4.3 Zweidimensionales Fließen

Bei der Untersuchung des zweidimensionalen Fließens wird ebenfalls wieder von einem Experiment mit dem beschriebenen Plattenpermeameter (vgl. Abb. 2.8) ausgegangen. In diesen Versuchen wird ein mittiger Punktanguss mit einem Radius von  $R_0 = 2$  mm verwendet, um zweidimensionales Fließen zu erzeugen. Es kommt wiederum Maiskeimöl mit einer Viskosität von etwa 50 mPas bei Raumtemperatur zum Einsatz. Die Permeabilität der verwendeten Multiaxial-Gelege wird vorab im zweidimensionalen Fließversuch mit konstantem Injektionsdruck gemäß Kapitel 2 be-

stimmt. Der Faservolumengehalt beträgt hier etwa 60 Vol.-%. Für die beiden Hauptrichtungen wurden folgende Permeabilitäten ermittelt (Tabelle 4.2).

**Tabelle 4.2:** Hauptachsenpermeabilitäten des verwendeten Multiaxialgeleges

Richtung	Permeabilität [m <sup>2</sup> ]
K <sub>11</sub>	6,9·10 <sup>-11</sup>
K <sub>22</sub>	3,8·10 <sup>-11</sup>

Die so ermittelten Eingabeparameter für die Permeabilität und Viskosität werden in der Simulation verwendet. Als Modell kommt ein zweidimensionales Schalenmodell mit 3200 Elementen zur Anwendung. Dabei wird ein einzelner, zentraler Knoten als Angusspunkt modelliert. Als Fließbild ergibt sich eine Ellipse, zum Vergleich der Ergebnisse zwischen Simulation und Experiment wird jeweils eine Halbachse dieser Fließellipse herangezogen. In Abb. 4.4 ist ein solcher Vergleich zwischen dem Simulationsergebnis und dem Experiment dargestellt.

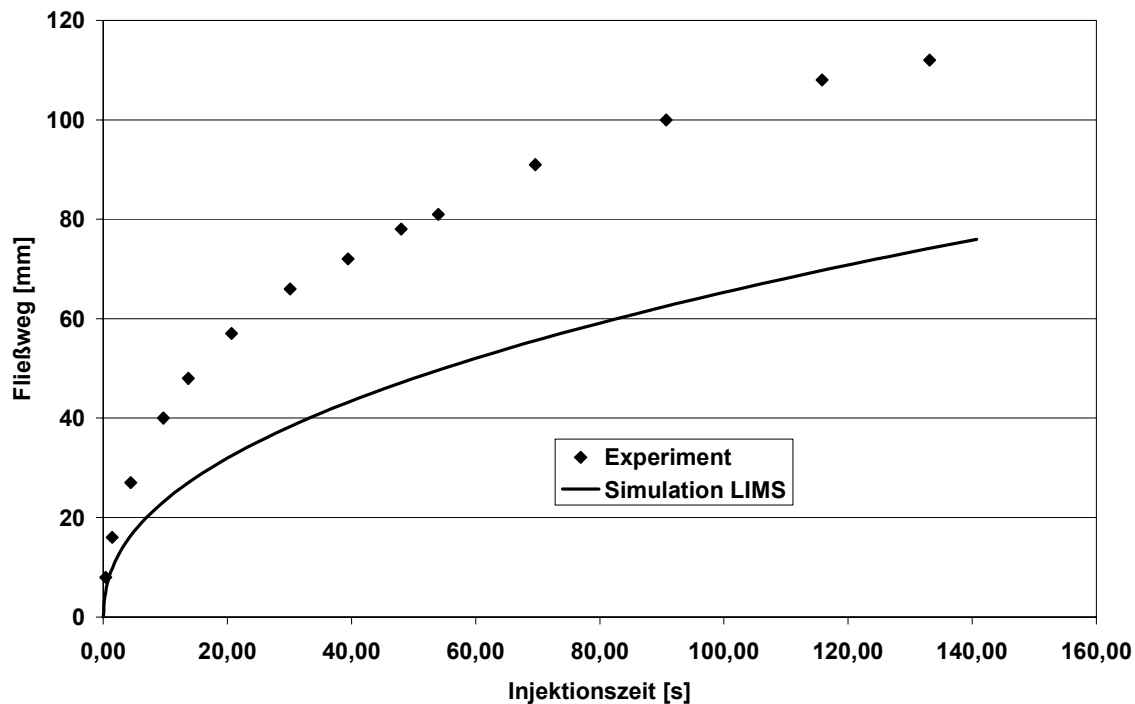
Dieser Vergleich lässt das Simulationsergebnis von LIMS als stark fehlerbehaftet erscheinen. Um die Ursache der mangelhaften Übereinstimmung zu finden, ist es hilfreich, zunächst die Differentialgleichung zu betrachten, die die Druckverteilung im Werkzeug bei Verwendung eines zentralen Punktangusses beschreibt. Es gilt:

$$\frac{d^2 P}{dR^2} + \frac{1}{R} \frac{dP}{dR} = 0 \quad (4.1)$$

wobei R die radiale Ortskoordinate um den zentralen Angusspunkt und P den lokalen Druck beschreibt. Die Lösung dieser Gleichung ergibt zusammen mit der Kontinuitätsgleichung und dem Gesetz von D'Arcy unter Verwendung geeigneter Anfangsbedingungen:

$$P - P_0 = \frac{Q\eta}{2\pi hK} \ln \frac{R}{R_0} \quad (4.2)$$

Hierin bedeuten  $P_0$  den Angussdruck,  $R_0$  den Radius des Angusses,  $Q$  den Volumenstrom des Fluids,  $\eta$  die Viskosität des Fluids,  $h$  die Höhe der Kavität und  $K$  die Permeabilität des Verstärkungshalbzeuges.

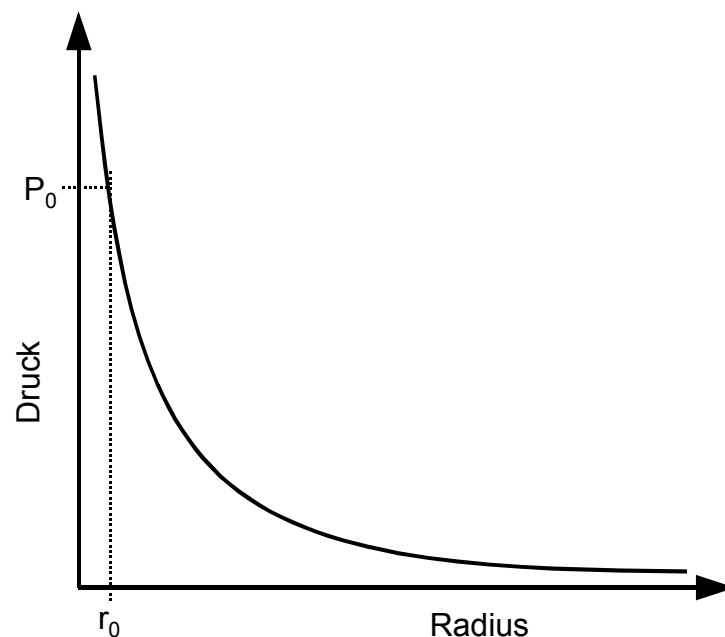


**Abb. 4.4:** Vergleich von Experiment und Simulation bei Multiaxial-Gelege, bidirektionales Fließen

Trägt man den Druck in der Kavität gegenüber dem Radius der bereits vom Fluid imprägnierten Fläche auf, so erhält man qualitativ den in Abb. 4.5 dargestellten Kurvenverlauf. In dem Diagramm sind der Injektionsradius  $R_0$  sowie der zugehörige Injektionsdruck  $P_0$  markiert. Strebt der Radius  $R$  gegen 0, geht der Druck gegen unendlich.

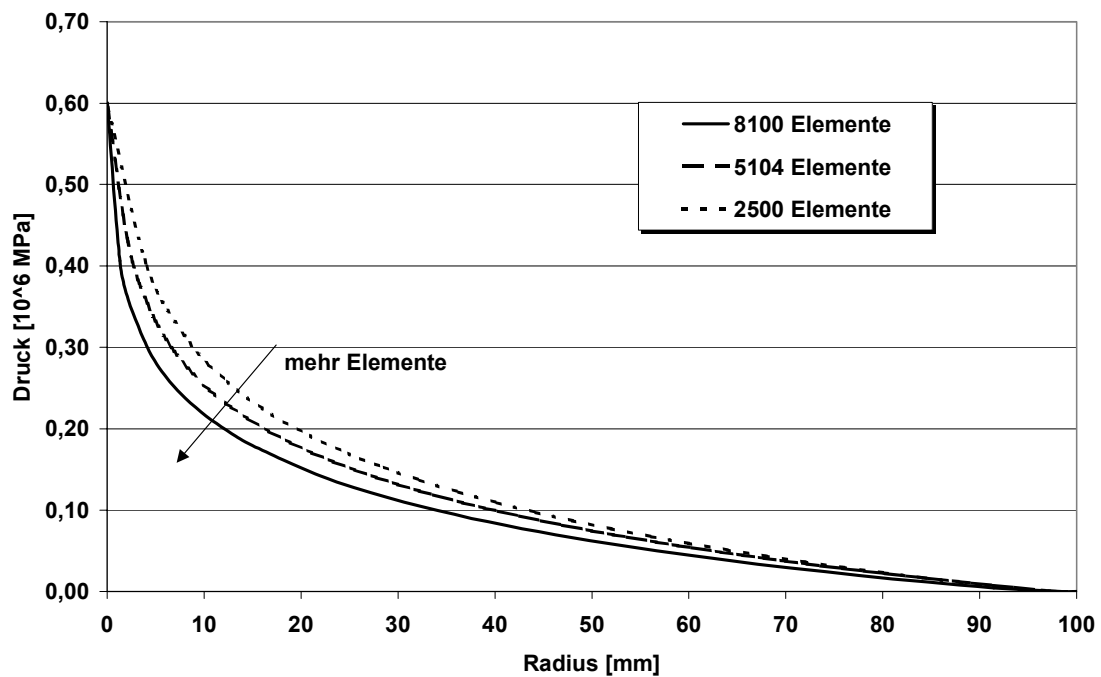
Da im Vergleich zu den Bauteilabmessungen der Radius  $R_0$  klein ist, schien es bisher gerechtfertigt, einen Angusspunkt im Simulationsmodell durch einen einzigen Knoten zu modellieren. Aufgrund des Verhaltens der Differentialgleichung für  $R \rightarrow 0$  führt dies allerdings zu Konvergenzproblemen im Finite-Elemente-Modell, die sich in einer Abhängigkeit der Ergebnisse von der Netzfeinheit äußern. Die folgenden Vergleichsrechnungen werden unter Annahme eines Injektionsdruckes von  $6 \cdot 10^6$  Pa und einer isotropen Permeabilität von  $1 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2$  durchgeführt. Die Viskosität des injizierten

Fluids beträgt dabei 10 mPas und ist während der gesamten Injektionsdauer konstant. In Abb. 4.6 ist die radiale Druckverteilung in Abhängigkeit von der Elementanzahl dargestellt.

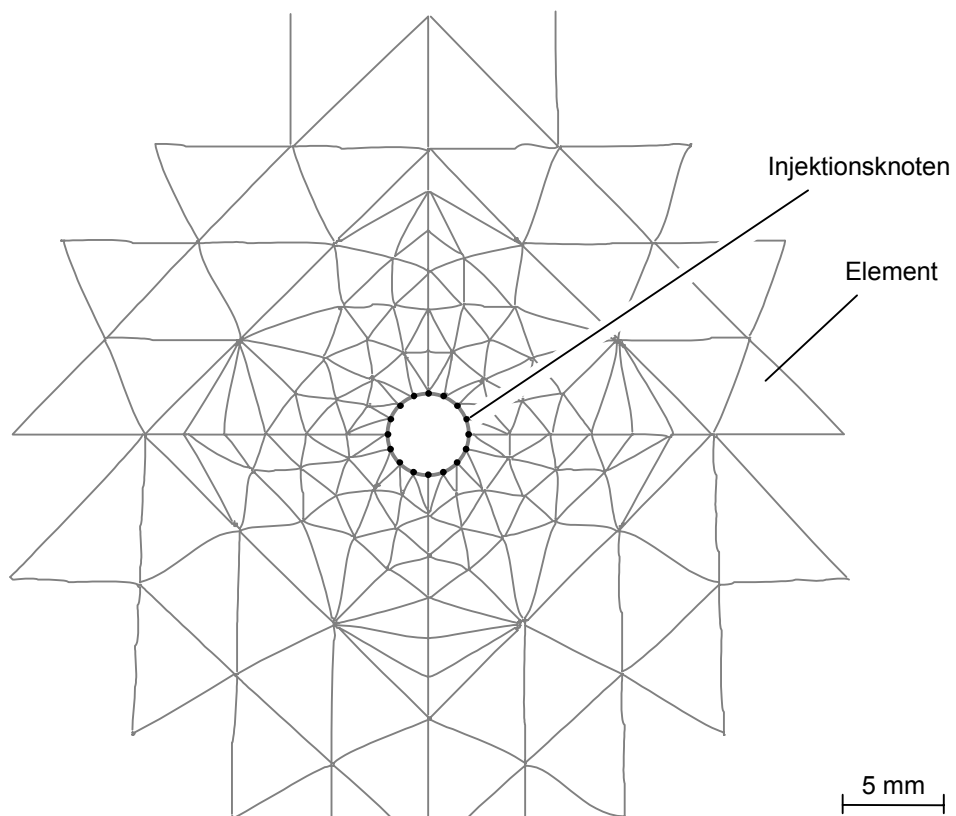


**Abb. 4.5:** Druckverteilung um einen zentralen Punktanguss bei kreisförmiger Fließfrontausbreitung

Um diese Problematik zu umgehen, ist es erforderlich, die bisher übliche „Ein-Knoten-Modellierung“ eines Punktangusses durch ein aufwändigeres Modell zu ersetzen. Dies geschieht durch ein detaillierteres Modell des Angusses. In der Geometrie wird ein Kreis mit dem Radius des Angusses erzeugt (hier:  $R = 2 \text{ mm}$ ), auf dessen Umfang 16 Injektionsknoten verteilt werden. Dadurch wird der Punktanguss in einen gebogenen Linienanguss umgewandelt. Das Finite-Elemente-Netz eines solchen Angusses ist in der folgenden Abb. 4.7 dargestellt.



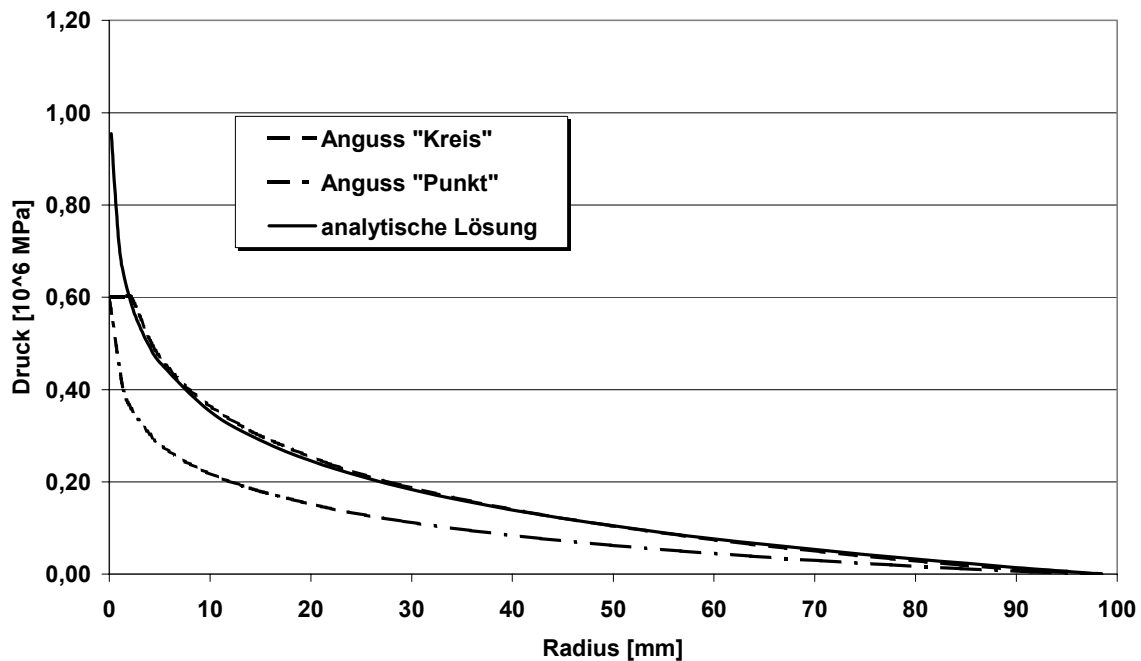
**Abb. 4.6:** Abhängigkeit der mittels Finite-Elemente-Methode bestimmten Druckverteilung von der Netzfeinheit



**Abb. 4.7:** FE-Netz mit kreisförmigen Anguss als Detailmodell



Mit diesem veränderten Angussmodell wird erneut die Druckverteilung berechnet und mit der analytisch bestimmten Druckverteilung verglichen. Im folgenden Diagramm (Abb. 4.8) ist die Druckverteilung in Abhängigkeit vom Radius der bereits imprägnierten Fläche (100 mm) aufgetragen.



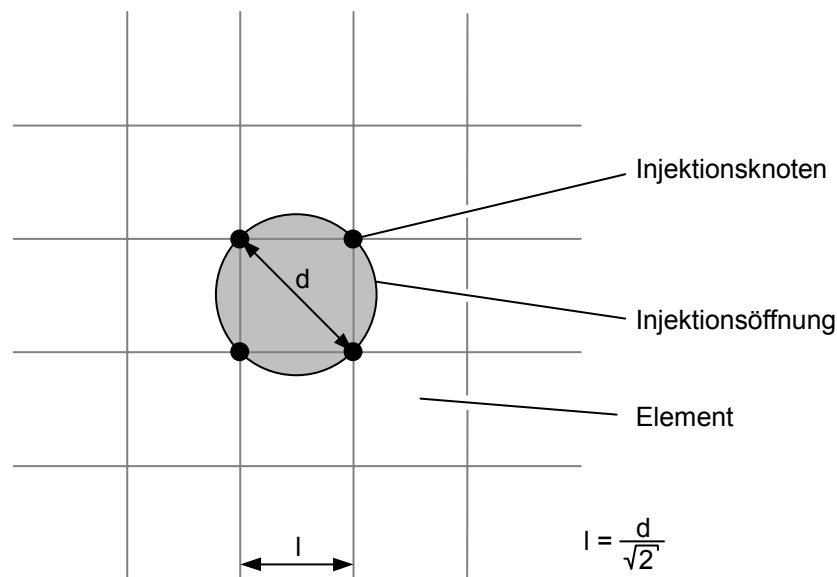
**Abb. 4.8:** Druckverlauf bei verschiedenen Angussmodellen im Vergleich zur analytischen Lösung

Die Grafik zeigt, dass bei Verwendung des modifizierten Angussmodells der Druckverlauf nahezu identisch mit dem der analytischen Lösung ist, und somit diese aufwändigere Modellierung des Punktangusses gerechtfertigt und notwendig erscheint.

Gegenüber der vorherigen Variante des Angusses stellt diese Art der Modellierung jedoch einen erheblichen Mehraufwand bei der Netzgenerierung dar. Daher wird eine vereinfachte Variante dieses Modells beschrieben, welches ebenfalls eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Experiment bietet, jedoch bei der Netzgestaltung deutlich einfacher zu realisieren ist.

Hierzu wird der zu beschreibende Anguss durch ein einzelnes, quadratisches Element ersetzt, welches in den Angusskreis einbeschrieben wird. Aus der

Geometrie ergibt sich somit die notwendige Kantenlänge zu  $l = \frac{d}{\sqrt{2}} = \sqrt{2}r$ . In diesem Fall wird der Anguss nur noch durch 4 Injektionsknoten beschrieben. Dies ist jedoch ausreichend, da hier keine Singularität im Netz vorliegt. Das Angussmodell ist in Abb. 4.9 dargestellt.



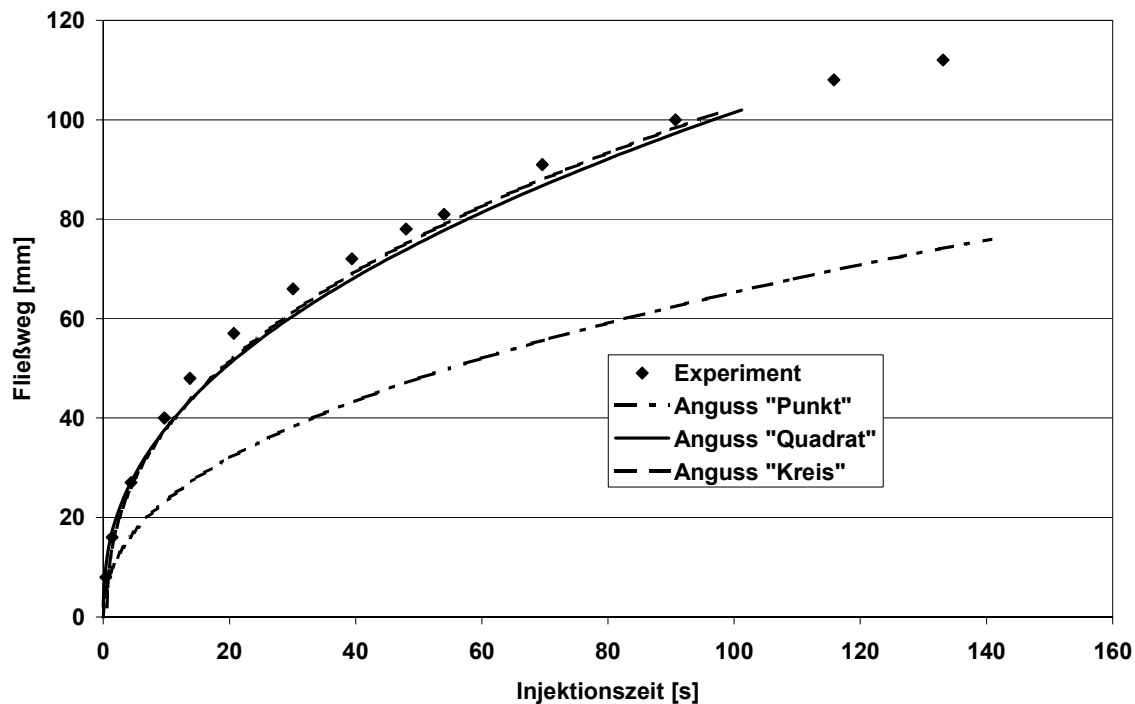
**Abb. 4.9:** Vereinfachtes Angussmodell

Abschließend werden die Fließergebnisse aller drei beschriebenen Angussvarianten einander gegenübergestellt und mit dem Experiment verglichen. Im folgenden Diagramm (Abb. 4.10) ist die Fließfrontposition über dem Radius in Abhängigkeit von der Zeit für einen 1-, 4- und 16-knotigen Anguss dargestellt.

#### 4.4 Fließgeschwindigkeit

Im Zuge der Entwicklung neuer, immer schnellerer Injektionsmethoden spielt zunehmend auch der in bisher verfügbaren Simulationsprogrammen vernachlässigte Einfluss der Fließgeschwindigkeit auf das Simulationsergebnis eine Rolle. Ausgehend von dem Gesetz von D'Arcy, das, wie in Kapitel 2 beschrieben, an schleichenden Strömungen in porösen Medien aufgestellt wurde, kann angenommen werden, dass eine Grenzfließgeschwindigkeit existiert, bei der das Fließgesetz nur noch mit Ein-

schränkungen verwendbar ist. Da das hier vorgestellte Simulationsprogramm auf dem Gesetz von D'Arcy basiert, ist die Bestimmung dieser Grenze für den Einsatz der Software wesentlich. In diesem Kapitel soll diese Grenzgeschwindigkeit für ein Material (Glasfasergelege) bestimmt werden.



**Abb. 4.10:** Vergleich des Fließfrontverlaufes für verschiedene Angussvarianten.

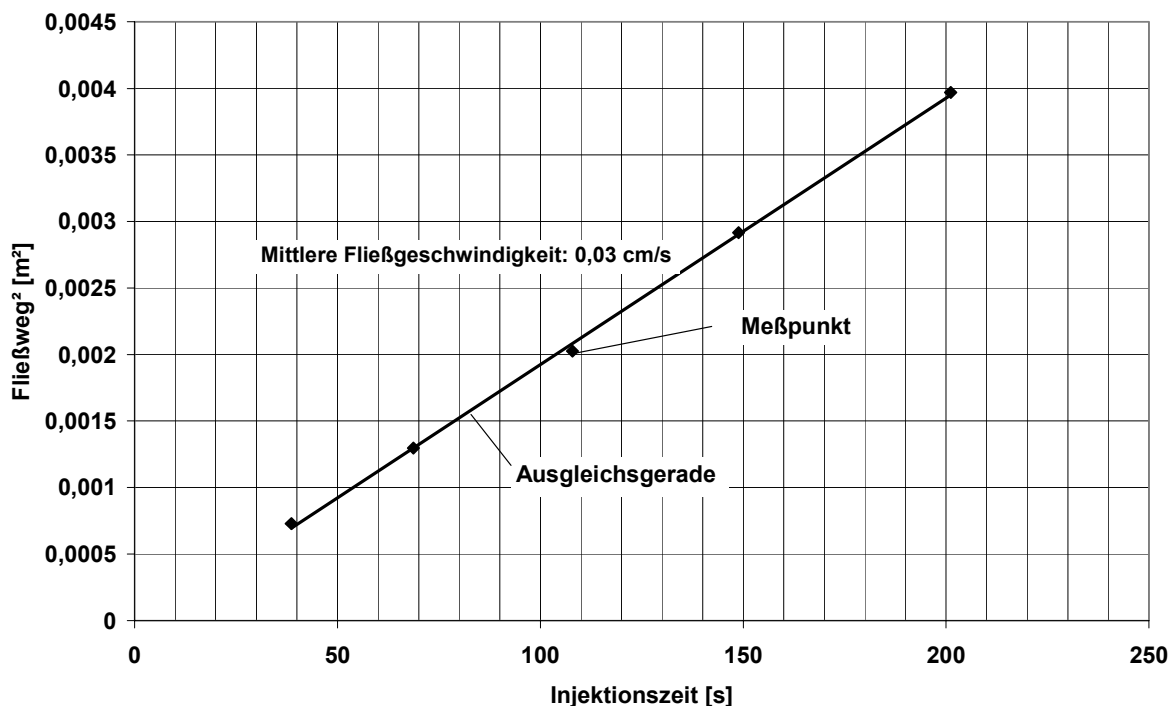
Grundsätzlich hängt die Fließgeschwindigkeit von mehreren Faktoren ab: Dies sind der Injektionsdruck, die Permeabilität des Faserhalbzeugs sowie die Viskosität des fließenden Mediums. Durch Variation eines dieser Parameter kann die Fließgeschwindigkeit in weiten Grenzen eingestellt werden. In dieser Untersuchung wurde jedoch ausschließlich die Permeabilität durch unterschiedliche Gelegeaufbauten variiert, da diese aufgrund der Vielzahl der möglichen Einflüsse als einziger der genannten Parameter praktisch nicht konstant eingehalten werden kann, und dies somit die einzige Möglichkeit darstellt, eine Messreihe mit nur einer variablen Größe zu erzeugen.

Als Messwerkzeug kommt das Glaspermeameter mit seitlichem Linienanguss zum Einsatz, es wird also ein unidirektionaler Fluss erzeugt. Als Fluid wird Maiskeimöl mit einer Viskosität von ca. 50 mPas bei Raumtemperatur gewählt. Der Injektionsdruck beträgt konstant 0,1 MPa. Der genaue experimentelle Aufbau ist Kap. 2 zu entnehmen. Als Ergebnis liefern die Versuche eine Schar von Fließkurven, die jeweils die Position der Fließfront in Abhängigkeit von der Zeit beschreiben. Im Folgenden wird das Auswerteverfahren beschrieben, mit dem letztendlich eine Grenzgeschwindigkeit für die Simulation definiert werden kann.

Ausgehend vom Gesetz von D'Arcy werden die Fließkurven gemäß der Gleichung

$$x^2 = \frac{2K}{\eta} \frac{\Delta P}{1-\phi} t \quad (4.3)$$

linearisiert, es wird also die Injektionszeit über dem Quadrat des Fließweges aufgetragen. Anschließend wird nach der Methode der kleinsten Quadrate durch jeweils 5 Meßpunkte (Fließfrontpositionen) eine Ausgleichsgerade bestimmt. Dieses Vorgehen ist an einer Beispielkurve in der folgenden Grafik (Abb. 4.11) dargestellt.



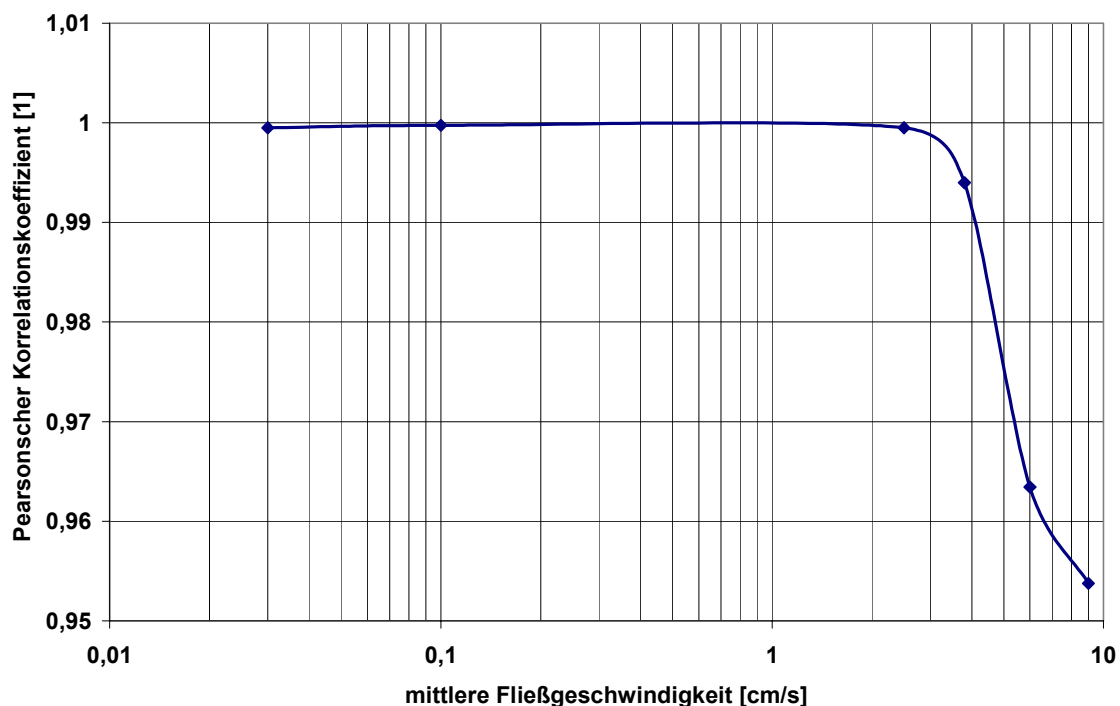
**Abb. 4.11:** Linearisierung der Ergebnisse und Bestimmung einer Ausgleichsgerade nach der Methode der kleinsten Quadrate.

Jeder der so erstellten Geraden wird eine mittlere Fließgeschwindigkeit zugeordnet. Diese wird als arithmetisches Mittel der momentanen Fließgeschwindigkeiten an den jeweils 5 Messpunkten bestimmt.

Als Maß für die Eignung des Simulationsmodells (Gesetz von D'Arcy) wird der Pearsonsche Korrelationskoeffizient  $r$  herangezogen. Dieser gibt an, inwieweit zwischen zwei Datensätzen eine lineare Abhängigkeit besteht. Dieser Koeffizient ist ein dimensionsloser Index mit dem Wertebereich  $-1,0 \leq r \leq 1,0$ . Er berechnet sich bezogen auf den hier vorliegenden Anwendungsfall zu:

$$r = \frac{n(\sum ts^2) - \sum t \sum s^2}{\sqrt{[n \sum t^2 - (\sum t)^2][n \sum s^4 - (\sum s^2)^2]}} \quad (4.4)$$

Hierin bedeuten  $t$  die Fließzeit,  $s$  den Fließweg und  $n$  die Anzahl der betrachteten Wertepaare. In diesem Fall wurde  $n=5$  gewählt. Mittels dieser Gleichung wird nun bei unterschiedlichen mittleren Fließgeschwindigkeiten der Koeffizient  $r$  bestimmt und logarithmisch in einem Diagramm aufgetragen (Abb. 4.12).



**Abb. 4.12:** Pearsonscher Korrelationskoeffizient in Abhängigkeit von der mittleren Fließgeschwindigkeit zur Bestimmung einer Grenzfließgeschwindigkeit

Diese Grafik zeigt, dass ab einer Fließgeschwindigkeit von etwa 2 bis 3 cm/s die qualitative Vorhersage des Gesetzes von D'Arcy deutlich nachlässt. Es muss also davon ausgegangen werden, dass die Simulation nur bis zu diesem Fließgeschwindigkeitsbereich zuverlässige Aussagen liefern kann. Bei größeren Geschwindigkeiten wird dagegen der Gültigkeitsbereich des Gesetzes von D'Arcy verlassen.

## 5 Methodische Anwendung der Simulation

### 5.1 Vorbereitende Überlegungen

Bevor mit der eigentlichen Arbeit an einer Simulation begonnen werden kann, sind einige Vorüberlegungen erforderlich, um den Arbeitsprozess möglichst effektiv zu gestalten. Zu diesen Vorbereitungen gehören methodische Überlegungen zur Auswahl des Simulationsmodells sowie zur Ermittlung der hierfür jeweils erforderlichen Parameter. Die Erstellung eines detaillierten Modells eines LCM-Prozesses ist kaum sinnvoll und als Zeitverschwendung zu betrachten, wenn anschließend festgestellt werden muss, dass die hierzu erforderlichen Eingabeparameter praktisch kaum bestimmbar sind. Es ist zudem zweckmäßig, das Verhältnis von Aufwand und Nutzen (Rechenzeit, Parameterbeschaffung) zu analysieren. Insbesondere im Hinblick auf die Dimensionalität einer Simulation ist eine solche Betrachtungsweise erforderlich.

Grundsätzlich liefert eine dreidimensionale (3D) Simulation einer Struktur genauere und detailliertere Ergebnisse als eine vereinfachte zweidimensionale (2D) Simulation. Jedoch besitzt die 3D-Variante auch einige erhebliche Nachteile gegenüber der 2D Ausführung: Generell ist die Simulation dünnwandiger Strukturen unter der Verwendung von Schalen-Elementen weniger zeitaufwendig und damit auch weniger kostenintensiv. Zur Modellierung der Geometrie dünnwandiger Bauteile stehen häufig nur Oberflächendaten zur Verfügung, so dass die Umwandlung des Modells in ein Volumenmodell sehr zeitaufwendig sein kann. Weiterhin wird für ein 3D-Modell auch ein 3D-Material-Datensatz benötigt, der in der Regel wesentlich schwieriger zu beschaffen ist, als die 2D-Variante. Besonders die Bestimmung der Permeabilität in Dickenrichtung der Preform kann Schwierigkeiten bereiten. Näheres hierzu wird im nächsten Kapitel ausgeführt.

Ein wesentliches Argument für die Verwendung eines Schalen-Modells stellt schließlich die benötigte Rechenzeit dar. Diese ist bei zweidimensionaler Berechnung um ein Vielfaches geringer als bei einem gleichwertigen, dreidimensionalen Problem, da die CPU-Zeit üblicherweise quadratisch mit der Anzahl der verwendeten Knoten ansteigt. Es muss also festgestellt werden, dass - trotz der Entwicklung diverser 3D-RTM-Simulationswerkzeuge - besonders bei dünnwandigen Strukturen die Verwendung zweidimensionaler Simulation vorteilhaft sein kann und diese, sofern möglich,

einer 3D-Simulation vorgezogen werden sollte, da sie vergleichsweise zeit- und damit kostensparend ist.

## 5.2 Bestimmung der Eingabeparameter

Neben den Geometriedaten für die Simulation, die in der Regel sehr einfach zu beschaffen sind, wird noch eine Reihe weiterer Daten für die Fließsimulation benötigt. Zur vollständigen Simulation werden die Permeabilitätsdaten des Faserhalbzeugs, die Viskositätskurven des verwendeten Harzes, thermische Kenngrößen wie Wärmeleitung und –kapazität der Fasern, der Matrix und des Werkzeuges, sowie eine reaktionskinetische Beschreibung des Harzsystems benötigt. Als Prozessparameter werden Druck bzw. Volumenstrom am Anguss gebraucht. Während für die meisten dieser Werte abgesicherte Methoden und Modelle zu ihrer Bestimmung bereitstehen, gestaltet sich die Beschaffung der Permeabilität und der reaktionskinetischen Daten ungleich schwieriger. Da im Folgenden nur auf isotherme Simulationen eingegangen wird, beschränkt sich die Betrachtung in den nächsten Kapiteln ausschließlich auf Aspekte zur Bestimmung der Permeabilität.

In der Vergangenheit wurde ein Reihe von verschiedenen Verfahren entwickelt, die Permeabilität von in der LCM-Technik verwendeten Halbzeugen oder Preforms zu bestimmen (vgl. Kap. 2). Berechnungsmethoden haben dabei gegenüber experimentellen Methoden den grundsätzlichen Vorteil, dass der benötigte Aufwand zur Ermittlung der Zielgröße geringer ist. Im Fall der Permeabilitätsbestimmung benötigen allerdings alle bekannten Modelle Eingabeparameter, deren Bestimmung mindestens so aufwendig ist, wie die experimentelle Bestimmung der Permeabilität selbst. Aus praktischer Sicht haben diese Methoden daher bis heute kaum eine Relevanz.

Durch eine Kombination von Berechnungs- und experimentellen Methoden lässt sich gegebenenfalls der erforderliche Gesamtaufwand aber dennoch reduzieren. Zur Anschauung dient hier die Bestimmung der ungesättigten Permeabilität in Dickenrichtung. Es ist hier beispielsweise wesentlich einfacher, die gesättigte Permeabilität in Dickenrichtung mittels stationärem Versuch zu ermitteln. Die Hauptschwierigkeit besteht in den kurzen Fließwegen im Material in Dickenrichtung, die die Beobachtung der Fließfront im ungesättigten Material erheblich erschwert. Daher soll nun mit



einer Kombination aus einer experimentellen Methode und einem Berechnungsansatz versucht werden, die ungesättigte Permeabilität zu ermitteln.

### **5.3 Modell zur Bestimmung der ungesättigten Permeabilität in UD-Strukturen**

#### **5.3.1 Übersicht**

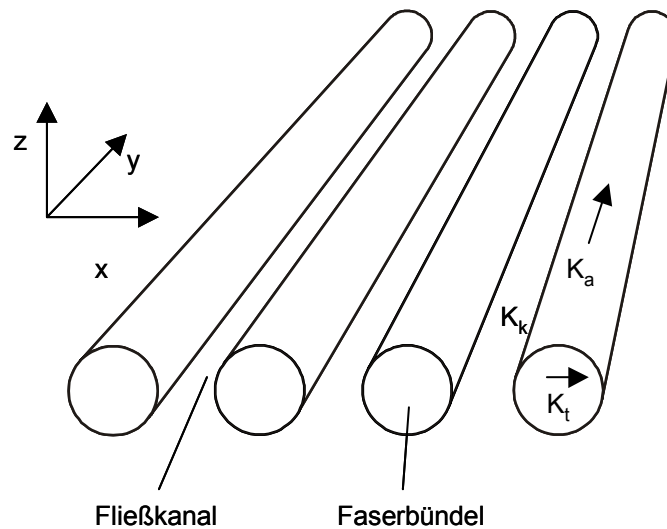
Verschiedene Autoren [2], [6], [17] haben sich bereits mit dem Phänomen des Fließens in ungesättigten dual-scale Strukturen beschäftigt und einen deutlichen Unterschied zwischen der gesättigten und ungesättigten Permeabilität gefunden (vgl. Kap. 2.2).

Die dort entwickelten Modelle sagen in dual-scale-Materialien eine gegenüber der gesättigten Permeabilität geringere ungesättigte Permeabilität voraus. Dies steht im Widerspruch zu den eigenen Ergebnissen als auch zu denen anderer Autoren [18]. Es hat sich gezeigt, dass bei unidirektionalem Gelege die Permeabilität im gesättigten Zustand geringer ist, als ungesättigt. Aus diesem Grund wird ein Modell zur Bestimmung der gesättigten und ungesättigten Permeabilität für unidirektionales Gelege für Fließen in Faserrichtung und transversaler Richtung (Dicken- und 90°-Richtung) entwickelt, das in der Lage ist, den Ergebnistrend der eigenen Versuche wiederzugeben.

#### **5.3.2 Permeabilitätsmodell**

##### **Modellkonzept**

Ausgangspunkt ist ein Modell der UD-Struktur, bestehend aus Faserbündeln und einem Fließkanal. Die benötigten geometrischen Parameter werden experimentell bestimmt, die im Modell verwendeten Permeabilitäten werden analytisch und experimentell ermittelt. Das Modell ist in Abb. 5.1 schematisch dargestellt.



**Abb. 5.1:** Dual-Scale-Modell zur Bestimmung der gesättigten und ungesättigten Permeabilität

Es wird davon ausgegangen, dass in diesem Modell das Fließen in x-Richtung der gleichen Fließmechanik unterliegt wie das Fließen in z-Richtung. Somit wird im Folgenden nur noch das Fließen in x und y Richtung betrachtet, das Fließverhalten in z-Richtung ist mit dem in x-Richtung identisch. Das gesuchte Verhältnis der gesättigten und ungesättigten Permeabilität in Dickenrichtung ergibt sich damit aus den Werten in x-Richtung (bezüglich der Fasern transversales Fließen).

### Permeabilität gesättigt in axialer Richtung (Faserrichtung)

Beschreibt man im stationären Fall das Fließen durch das Gesetz von D'Arcy, so findet man über dem Fließweg in y-Richtung eine lineare Druckverteilung vor. Dies gilt sowohl für die Faserbündel als auch für die Fließkanäle. Somit ist an jeder Ortskoordinate y der Druckgradient in x-Richtung null, insbesondere auch zwischen den Faserbündeln und den Fließkanälen. Dies bedeutet, dass keine Geschwindigkeitskomponenten in x-Richtung auftreten, und das Fließen in den Fließkanälen und Faserbündeln näherungsweise als unabhängig betrachtet werden kann. Die einzige Kopplung beider Strömungen, die aufgrund des Permeabilitätsunterschiedes mit unterschiedlichen Geschwindigkeiten ablaufen, wird durch innere Reibung des Fluides erzeugt. Dieser Effekt soll hier aber vernachlässigt werden. Bei unabhängiger Strömung in Faserbündel und Fließkanal ergibt sich die Permeabilität  $K_{\text{sat,II}}$  in axialer

Richtung im gesättigten Fall demnach aus einer gewichteten Parallelschaltung beider Permeabilitäten. Daraus folgt

$$K_{sat,II} = (1 - \beta_{FB,sat}) K_K + \beta_{FB,sat} K_{FB,II} \quad (5.1)$$

Es ist hierin  $K_K$  die Permeabilität im Fließkanal,  $K_{FB,II}$  die Permeabilität im Faserbündel in axialer Richtung und  $\beta_{FB,sat}$  der Volumenanteil des Faserbündels am Gesamtvolumen der Kavität.  $\beta_{FB,sat}$  lässt sich aus dem Gesamtfaservolumengehalt  $\varphi_{ges}$  durch

$$\beta_{FB,sat} = \frac{\varphi_{ges}}{\varphi_{FB,sat}} \quad (5.2)$$

berechnen,  $\varphi_{FB,sat}$  ist dabei der Fasergehalt im Faserbündel.

Die Permeabilität  $K_{FB,II}$  wird aus Carman-Kozeny bestimmt. Es ist somit

$$K_{FB,II} = \frac{d_f^2}{8C_{k,II}} \cdot \frac{(1 - \varphi_{FB,sat})^3}{\varphi_{FB,sat}^2} \quad (5.3)$$

Hierin sind  $C_{k,II}$  ein fasergehalts- und fließrichtungsabhängiger Parameter,  $d$  beschreibt den Faserdurchmesser. Geeignete Werte für  $C_{k,II}$  können aus der Literatur entnommen werden [11].

Die (isotrope) Permeabilität  $K_K$  im Fließkanal kann zwar über hydrodynamische Gleichungen abgeschätzt werden, da jedoch die genaue Fließkanalgeometrie nicht bekannt ist und zusätzlich noch Korrekturfaktoren berücksichtigt werden müssten, wird der Wert experimentell durch Parameteranpassung bestimmt. Damit ergibt sich für die Permeabilität in Fließrichtung in gesättigtem Material:

$$K_{sat,II} = (1 - \frac{\varphi_{ges}}{\varphi_{FB,sat}}) K_K + \frac{\varphi_{ges}}{\varphi_{FB,sat}} \left( \frac{d_f^2}{8C_{k,II}} \cdot \frac{(1 - \varphi_{FB,sat})^3}{\varphi_{FB,sat}^2} \right) \quad (5.4)$$

Die experimentell zu bestimmenden Parameter des Modells sind somit die Permeabilität im Fließkanal  $K_K$ , der Faservolumengehalt des Faserbündels und der Gesamtfaservolumengehalt.

### Permeabilität gesättigt in transversaler Richtung

In transversaler Richtung wird die Gesamtpermeabilität  $K_{sat,\perp}$  durch eine Reihenschaltung der Einzelpermeabilitäten in transversaler Richtung ermittelt. Somit ergibt sich unter Verwendung der Volumenanteile der Faserbündel und der Fließkanäle:

$$K_{sat,\perp} = \frac{\frac{\varphi_{ges}}{\varphi_{FB,sat}} K_{FB,\perp} \cdot (1 - \frac{\varphi_{ges}}{\varphi_{FB,sat}}) K_K}{\frac{\varphi_{ges}}{\varphi_{FB,sat}} K_{FB,\perp} + (1 - \frac{\varphi_{ges}}{\varphi_{FB,sat}}) K_K} \quad (5.5)$$

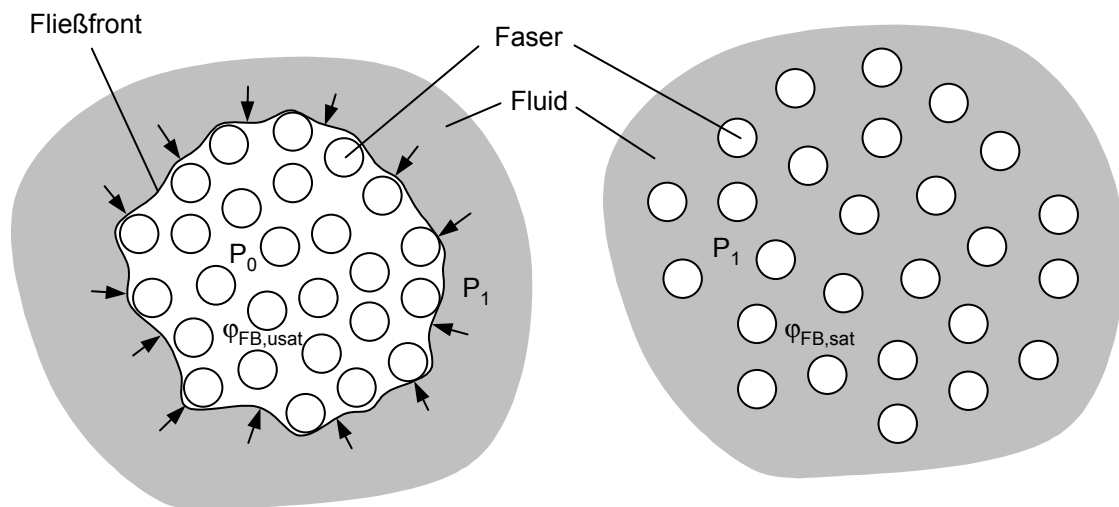
Die Permeabilität des Faserbündels in transversaler Richtung  $K_{FB,\perp}$  errechnet sich wiederum aus Carman-Kozeny, jedoch unter Verwendung von  $C_{k,\perp}$  als Kozeny-Konstante.

$$K_{FB,\perp} = \frac{d_f^2}{8C_{k,\perp}} \cdot \frac{(1 - \varphi_{FB,sat})^3}{\varphi_{FB,sat}^2} \quad (5.6)$$

$C_{k,\perp}$  kann aus der Literatur entnommen werden [11], für  $K_k$  wird der gleiche Wert wie in axialer Richtung verwendet, da davon ausgegangen wird, dass die Permeabilität im Fließkanal isotrop ist.

### Permeabilität ungesättigt in axialer Richtung

Bei der Berechnung der ungesättigten Permeabilität wird auf die gleichen Beziehungen wie im vorhergehenden Abschnitt zurückgegriffen, jedoch wird der Kompressionseffekt des Fluides auf die Faserbündel berücksichtigt. Durch die wesentlich höhere Permeabilität im Fließkanal eilt das Fluid hier vor, ohne zunächst die Faserbündel zu imprägnieren. Der äußere Druck vom Fließkanal auf die Faserbündel führt zu einer Kompression der Faserbündel und damit zu einer Aufweitung des Fließkanals (vgl. Abb. 5.2).



**Abb. 5.2:** Kompression des Faserbündels durch den Fluiddruck

Dadurch entstehen zwei gegenläufige Effekte: Während die Permeabilität im Faserbündel durch die Erhöhung des Faservolumengehaltes auf  $\varphi_{FB,usat}$  sinkt, erhöht sich aufgrund der Querschnittserweiterung der Fließkanäle die Durchflussmenge in diesen. Durch das Voreilen des Fluides im Fließkanal herrscht über der ganzen imprägnierten Länge des Fließkanals an jeder Ortskoordinate  $x$  ein höherer Druck als im Faserbündel. Der Kompressionseffekt bleibt also grundsätzlich bis zur vollständigen Imprägnierung der gesamten Fließlänge bestehen.

Unter diesen Voraussetzungen lässt sich die Permeabilität im ungesättigten Fall in axialer Richtung durch Gleichung (5.7) angeben.

$$K_{usat,ll} = \left(1 - \frac{\varphi_{ges}}{\varphi_{FB,usat}}\right) K_K + \frac{\varphi_{ges}}{\varphi_{FB,usat}} \left( \frac{d_f^2}{8C_{k,ll}} \cdot \frac{(1 - \varphi_{FB,usat})^3}{\varphi_{FB,usat}^2} \right) \quad (5.7)$$

Führt man einen Kompressionsfaktor  $\kappa$  ein, der als Verhältnis des Faservolumengehaltes im ungesättigten Fall und im gesättigten Fall definiert ist, also

$$\kappa = \frac{\varphi_{FB,usat}}{\varphi_{FB,sat}} \quad (5.8)$$

so ergibt sich für die ungesättigte Permeabilität in axialer Richtung schließlich:

$$K_{usat,||} = \left(1 - \frac{\varphi_{ges}}{\kappa\varphi_{FB,sat}}\right)K_K + \frac{\varphi_{ges}}{\kappa\varphi_{FB,sat}} \left( \frac{d_f^2}{8C_{k,||}} \cdot \frac{(1 - \kappa\varphi_{FB,sat})^3}{\kappa\varphi_{FB,sat}^2} \right) \quad (5.9)$$

Der einzige freie Parameter in dieser Gleichung ist der Kompressionsfaktor  $\kappa$ .

### Permeabilität ungesättigt in transversaler Richtung

Ausgehend von der gesättigten Permeabilität lässt sich die ungesättigte Permeabilität unter Verwendung des Kompressionsfaktors  $\kappa$  als

$$K_{usat,\perp} = \frac{\frac{\varphi_{ges}}{\kappa\varphi_{FB,sat}} K_{FB,\perp} \cdot \left(1 - \frac{\varphi_{ges}}{\kappa\varphi_{FB,sat}}\right) K_K}{\frac{\varphi_{ges}}{\kappa\varphi_{FB,sat}} K_{FB,\perp} + \left(1 - \frac{\varphi_{ges}}{\kappa\varphi_{FB,sat}}\right) K_K} \quad (5.10)$$

angeben. Die Permeabilität des Faserbündels  $K_{FB,\perp}$  in transversaler Richtung ist dann

$$K_{FB,\perp} = \frac{d_f^2}{8C_{k,\perp}} \cdot \frac{(1 - \kappa\varphi_{FB,sat})^3}{\kappa\varphi_{FB,sat}^2} \quad (5.11)$$

Der Parameter  $C_{k,\perp}$  wird gegenüber dem Fall der gesättigten Fasern nicht verändert, da nur geringe Schwankungen des Fasergehaltes zu erwarten sind.

### 5.3.3 Experimentelle Verifizierung

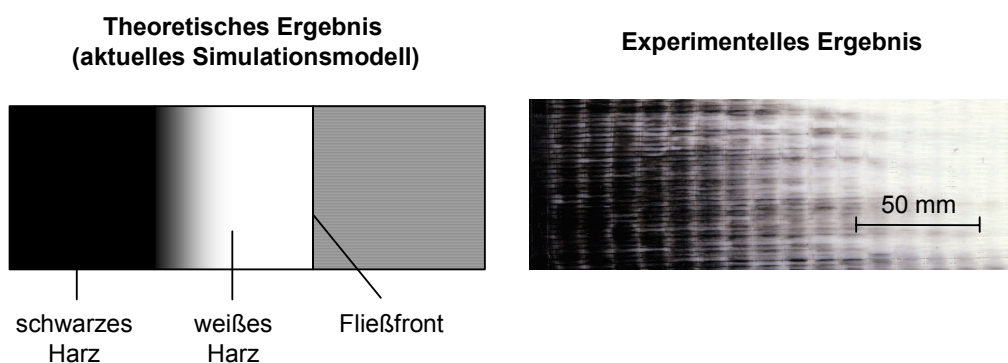
#### Bestimmung der geometrischen Modellparameter

Zunächst wird der Fasergehalt in den Faserbündeln bei vollständig imprägniertem Gelege bestimmt. Hierzu wird eine Testplatte unter Verwendung von Epoxidharz hergestellt.

Um den starken Einfluss der dual-scale Faserstruktur zu dokumentieren, wird dieser Versuch mit zwei verschiedenfarbigen (schwarz/weiß) Harzen durchgeführt. Als weiße Farbe wird  $\text{TiO}_2$  verwendet, als schwarze Farbe kommt Ruß zum Einsatz.

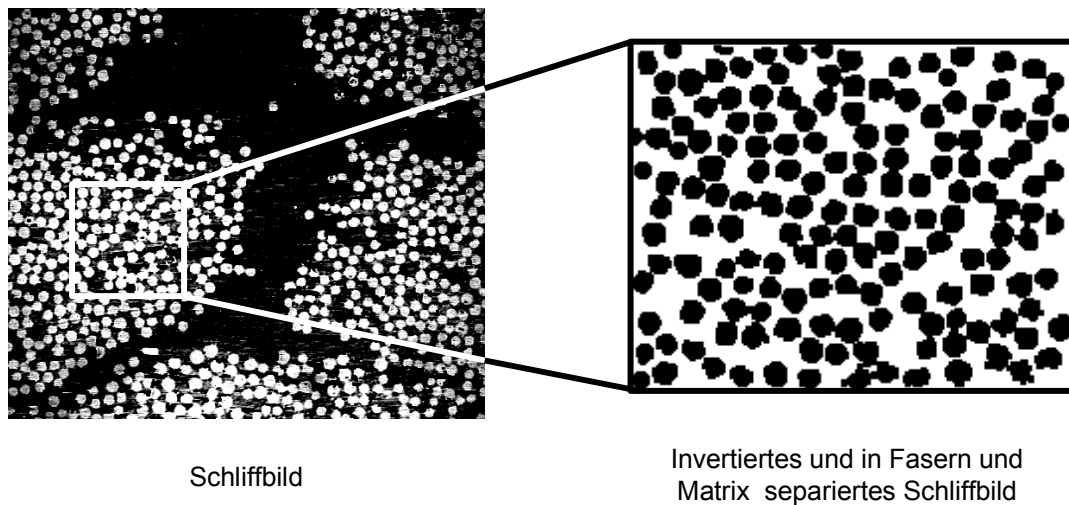
Bei dem untersuchten Gelege handelt es sich um ein UD-Glasfasergelege mit 4 Lagen mit einer Gesamtdicke von 2 mm. Rechnerisch ergibt sich aus dem Flächen-gewicht des Halbzeugs ein Gesamtfaservolumengehalt von  $\varphi_{\text{ges}} = 48,8 \text{ Vol.-%}$ .

Der Versuchsablauf ist wie folgt: In die vorgeheizte Form wird zunächst das weiße Harz injiziert. Sobald die Kavität zu etwa 1/3 gefüllt ist, wird auf ein vorbereitetes schwarzes Harzsystem umgestellt und die Kavität vollständig gefüllt. Die Topfzeiten werden so gewählt, dass im Verlaufe der Formfüllung noch keine Aushärtungsreaktion beginnt. Die so hergestellte Versuchsplatte ist in Abb. 5.3 rechts dargestellt. Im Vergleich dazu ist das theoretische Ergebnis bei Verwendung einer homogenen Struktur auf der linken Seite dargestellt.



**Abb. 5.3:** Auswirkung des „dual-scale“ Charakters der Faserstruktur auf das Fließbild bei unidirektionalem Fließen in UD-Fasergelege

Nach Aushärtung der Platte wird diese aus dem Werkzeug entnommen. Auf optischem Wege wird die Faserverteilung über dem Querschnitt der Platte bestimmt. Dies geschieht unter Verwendung von Schliffbildern, die mittels Bildverarbeitung nachbearbeitet werden. Im ersten Schritt wird der Fasergehalt bei gesättigtem Faserbündel  $\varphi_{\text{FB,sat}}$  innerhalb des Faserbündels bestimmt: Hierzu wird ein Ausschnitt aus einem Faserbündel solarisiert (Umwandlung in ein binäres Schwarzweiß-Bild) und der Flächenanteil der Fasern bestimmt. Ein Beispiel hierfür ist in Abb. 5.4 erkennbar.



**Abb. 5.4:** Bestimmung des Fasergehaltes innerhalb des Faserbündels durch Solarisation und Bildanalyse

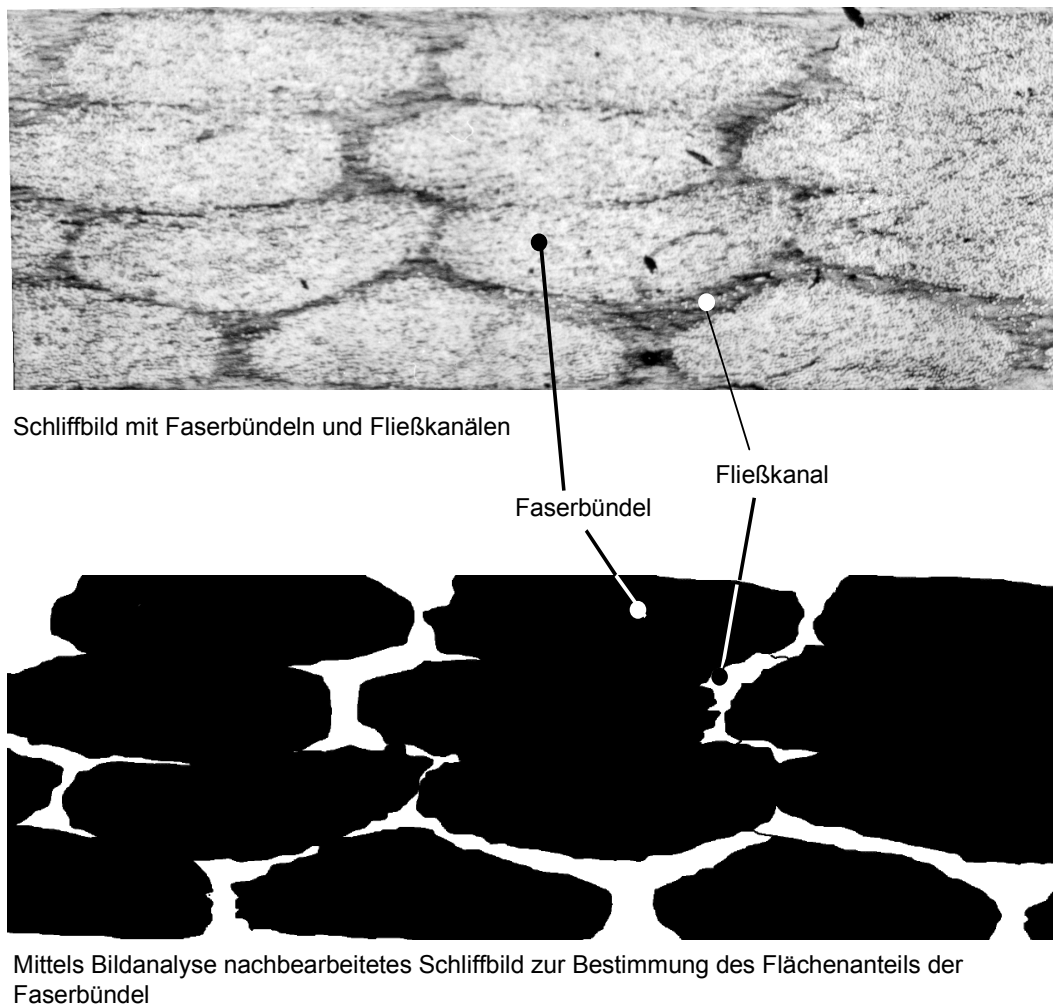
Auf diesem Wege wurde für die Faserbündel in gesättigtem Zustand ein Faservolumenanteil von  $\varphi_{\text{FB,sat}} = 0,556$  ermittelt. Aus diesem Wert lässt sich unter Verwendung des Faseranteils im gesamten Volumen  $\varphi_{\text{ges}}$  der Volumenanteil der Faserbündel (bei Betrachtung als nicht poröse Elemente) am Gesamtvolumen  $\beta_{\text{FB,sat}} = 0,878$  bestimmen. Der verbleibende Anteil am Gesamtvolumen von  $1 - \beta_{\text{FB,sat}} = 0,122$  entspricht dem Volumen, das von den Fließkanälen eingenommen wird.

Um eine Aussage darüber zu erhalten, ob der so bestimmte Faservolumengehalt im Bündel für den gesamten Querschnitt repräsentativ ist, wurde zusätzlich an einem wesentlich größeren Ausschnitt der Volumenanteil der Faserbündel direkt bestimmt.

Auch hier wird das Schliffbild solarisiert, diesmal jedoch auf Faserbündelebene. Ein beispielhaftes Ergebnis ist in Abb. 5.5 dargestellt.

Der Anteil der schwarzen Bildteile repräsentiert den Anteil der Faserbündel am Gesamtquerschnitt. Es wurde ein mittlerer Volumenanteil der Faserbündel von  $\beta_{\text{FB,sat}} = 0,876$  an der Gesamtquerschnittsfläche bestimmt. Damit bleibt für die freien Fließkanäle ein Anteil von  $\beta_{\text{K,sat}} = 0,124$  am Gesamtvolumen des Bauteils. Die direkt in Abb. 5.5 bestimmten Werte stehen in guter Übereinstimmung mit denen am Faserbündel bestimmten und aus dem Flächengewicht berechneten Volumenverhältnissen, so dass davon ausgegangen werden kann, dass der Faservolumengehalt im Faserbündel einen repräsentativen Mittelwert darstellt.





**Abb. 5.5:** Bestimmung des Flächenanteils der Faserbündel am gesamten Fließquerschnitt durch Solarisation und Bildanalyse

### Berechnung der Permeabilitäten

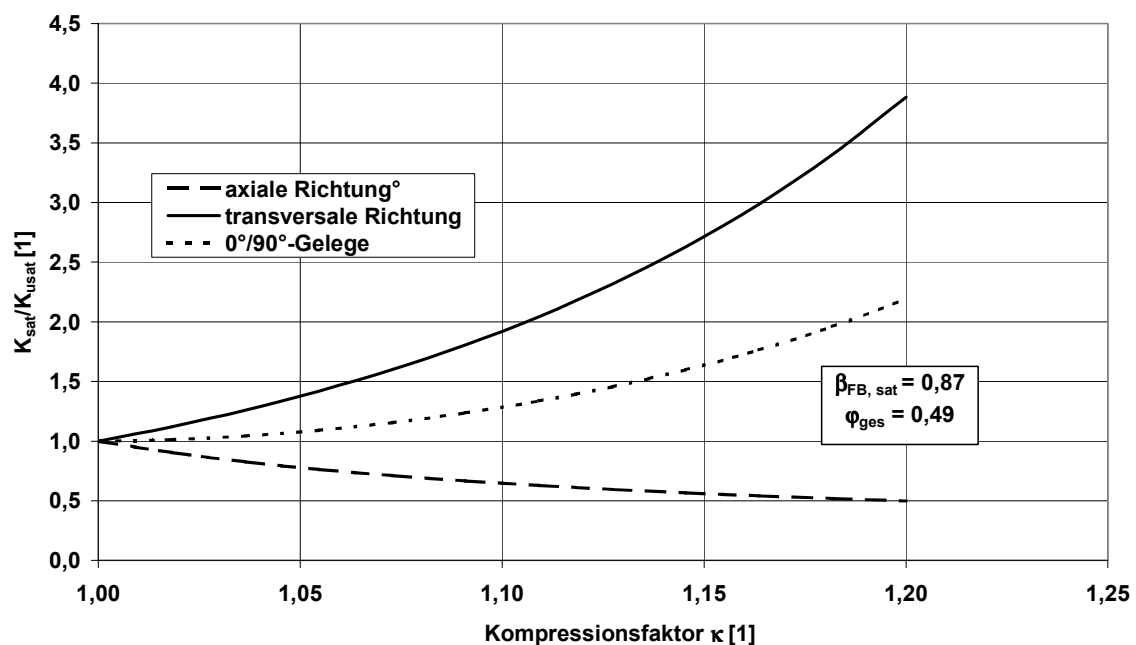
Zur Berechnung der gesättigten Permeabilität sind die Kozeny-Parameter  $C_{k,II}$ ,  $C_{k,\perp}$  und die Permeabilität  $K_k$  im Fließkanal erforderlich.  $C_{k,II}$  und  $C_{k,\perp}$  werden aus einer numerischen Studie von Bruschke [11], der die Kozeny-Konstante für verschiedene Faservolumenanteile und Fließrichtungen bestimmt hat, entnommen. Bruschke gibt den Wert der Kozeny-Konstante für das Fließen in Faserrichtung bei quadratischer Packung mit einem Fasergehalt von ca. 55 Vol.-% mit  $C_{k,II} = 3$  an, bei Fließen in transversaler Richtung bestimmt er bei der gegebenen Porosität diese Konstante zu  $C_{k,\perp} = 10$ .

Zur Berechnung der Permeabilität im Fließkanal wird ein stationäres Fließexperiment gemäß Kapitel 2.3.2 durchgeführt. Es werden 4 Lagen UD-Glasfasergelege verwendet, als Testfluid kommt Maiskeimöl mit einer Viskosität zwischen 48 und 51 mPas zum Einsatz. Durch Messung des Volumenstroms wird die Permeabilität zu  $K_{\text{sat,II}} = 5,1 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2$  bestimmt. Für die Permeabilität im Fließkanal ergibt sich daraus durch Einsetzen in Gleichung (5.4) ein Wert von  $K_K = 4,1 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$ . Setzt man diesen Wert in Gleichung (5.5) ein, so ergibt sich  $K_{\text{sat,L}} = 2,0 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2$ . Zusätzlich wird  $K_{\text{sat,L}}$  im stationären Versuch direkt experimentell ermittelt. Es ergibt sich  $K_{\text{sat,L}} = 4,0 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2$ . Das Modell sagt also einen zu geringen Wert voraus. Aufgrund der Modellvereinfachungen scheint dieses Ergebnis aber akzeptabel.

In Abb. 5.6 wird das Verhältnis der gesättigten zur ungesättigten Permeabilität

$\frac{K_{\text{sat}}}{K_{\text{usat}}}$  in Abhängigkeit vom Kompressionsfaktor  $\kappa$  dargestellt. Diese Ergebnisse gelten

für einen festen Gesamtfasergehalt und ein festes  $\beta_{\text{FB, sat}}$ . Für das  $0^\circ/90^\circ$  Gelege wurde die Gesamtpermeabilität vereinfachend als arithmetisches Mittel aus den Einzelpermeabilitäten  $K_{\text{sat,II}}$  und  $K_{\text{sat,L}}$  bzw.  $K_{\text{usat,II}}$  und  $K_{\text{usat,L}}$  bestimmt.



**Abb. 5.6:** Abhängigkeit des Permeabilitätsverhältnisses  $K_{\text{sat}}/K_{\text{usat}}$  vom Kompressionsfaktor  $\kappa$

Es wird jetzt eine Reihe von Fließversuchen durchgeführt, indem jeweils im UD-Fließversuch die gesättigte und ungesättigte Permeabilität gemessen wird. Dabei kommt  $0^\circ$ ,  $90^\circ$  sowie  $0^\circ/90^\circ$ -Gelege zum Einsatz. Für jeden Versuch wird das Verhältnis zwischen gesättigter und ungesättigter Permeabilität bestimmt.

Aus diesen Experimenten und der Auswertung von Abb. 5.6 ergibt sich ein Kompressionsfaktor von  $\kappa = 1,04$ . Der Faktor wurde durch numerische Anpassung an die Ergebnisse der transversalen Fließversuche ermittelt, da bei axialer Fließrichtung Effekte wie zum Beispiel die permeabilitätsbeeinflussende Imprägnierung der Faserbündel im ungesättigten Fall [6] nicht berücksichtigt werden, und somit das Modell bei transversaler Fließrichtung einen geringeren Vereinfachungsgrad aufweist. Zudem war die Streubreite der Versuchsergebnisse bei transversalem Fließen erheblich geringer. In Tabelle 5.1 sind die Ergebnisse des Fließmodells sowie der Experimente einander gegenübergestellt.

**Tabelle 5.1:** Vergleich Experiment/Modell für das Verhältnis  $K_{\text{sat}}/K_{\text{usat}}$

	$K_{\text{sat}}/K_{\text{usat}}$ (experimentell)	$K_{\text{sat}}/K_{\text{usat}}$ (Modell, $\kappa=1,04$ )
axial	0,69	0,83
$0^\circ/90^\circ$ -Gelege	0,90	1,04
transversal	1,25	1,26

### 5.3.4 Diskussion der Ergebnisse

Das vorgeschlagene Modell ist in der Lage, den Trend des Permeabilitätsverhältnisses  $K_{\text{sat}}/K_{\text{usat}}$  richtig wiederzugeben. Im Vergleich zu den bisher verfügbaren Modellen wird für UD-Material in Fließrichtung ein umgekehrter Trend des Permeabilitätsverhältnisses vorhergesagt, der auch experimentell bestätigt werden konnte. Kritischer Faktor in diesem Modell ist der Kompressionsfaktor  $\kappa$ , der nur auf experimentellem Wege bestimmbar ist. Es ist anzunehmen, daß  $\kappa$  sowohl eine Funktion des

Gesamtfasergehaltes als auch des Injektionsdruckes ist. Hierzu sind noch weiterführende Untersuchungen notwendig.

Das transversale Eindringen des Fluides aus dem Fließkanal in das Faserbündel, das der Mehrzahl der bisherigen Modelle als Hauptwirkmechanismus zugrunde liegt, wird in diesem Modell nicht berücksichtigt. Da dieser Effekt eine reduzierende Wirkung auf die effektive ungesättigte Permeabilität hat, ist es denkbar, dass der tatsächliche Kompressionsfaktor größer als der in der vorliegenden Studie berechnete Faktor ist. Die bei größerem Kompressionsfaktor ebenfalls größere ungesättigte Permeabilität wird vom transversalen Fließen zwischen Faserbündel und Fließkanal aber teilweise wieder kompensiert, was letztendlich zur ähnlichen effektiven ungesättigten Permeabilität führt. Insgesamt ist in diesem Zusammenhang zu untersuchen, ob und inwieweit eine Kombination der Modellierung des Fluidaustausches zwischen Faserbündel und Fließkanal und des Kompressionseffektes weiterführende Erkenntnisse liefert.

## **5.4 Konzept zur Auswahl des Simulationsmodells**

### **5.4.1 Problematik bei der Modellauswahl**

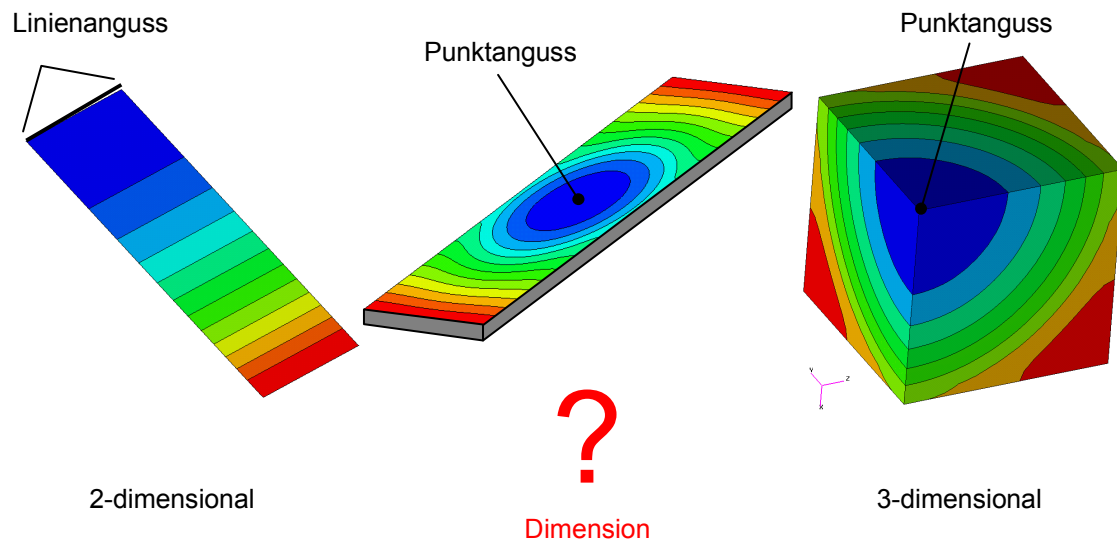
Bei der Durchführung einer RTM-Simulation wird, wie in den vorhergehenden Abschnitten eingehend beschrieben, zunächst auf Basis einer vorgegebenen Geometrie ein Simulationsmodell erstellt. Dabei muss zu Beginn die Entscheidung bezüglich des Modelltyps, d.h. der zu verwendenden Elemente, getroffen werden. Hierzu kommen generell Schalen- und Volumen-Elemente in Frage, die eine zweidimensionale bzw. dreidimensionale Simulation erlauben.

Schalen-Elemente sind zweidimensionale Elemente, die im dreidimensionalen Raum platziert werden können. Sie bestehen in der Regel aus mindestens 3 Knoten, deren Verbindungskanten ein Dreieck oder Rechteck beschreiben. Die Dicke wird dem Element als Parameter zugeordnet. In einem Flächen-Element ist damit nur eine Simulation in der Ebene des Elements möglich; die Material-Eigenschaften in Dickenrichtung des Elements sind konstant. Die Eingabeparameter werden nur in der Elementebene definiert, damit ist der Permeabilitätstensor zweidimensional. Die Fließfront steht somit immer senkrecht zur Elementebene.

Volumen-Elemente hingegen zeichnen sich durch ein physikalisch beschriebenes Volumen aus. Sie bestehen aus mindestens 4 Knoten, in der Regel sind es jedoch 6 bis 8 Knoten, die zu einem Prisma oder Quader verbunden werden. Die Eigenschaften eines solchen Elementes sind in alle drei Raumrichtungen variabel, die Position der Fließfront kann also dreidimensional im Element berechnet werden. Für die Berechnungen ist insbesondere ein dreidimensionaler Permeabilitätstensor erforderlich.

Je nach zu erwartendem Fließverhalten wird bei der Modellerstellung auf ein Schalen- oder ein Volumenmodell zurückgegriffen. Die Entscheidung hinsichtlich des Simulationsmodells ist jedoch nicht immer einfach. Die Problematik bei dieser Auswahl ist in Abb. 5.7 angedeutet. Während der Würfel rechts eindeutig nur durch ein 3D-Modell simuliert werden kann, genügt für die sehr dünne Platte links mit Linienanguss ebenfalls eindeutig ein 2D-Modell. Bei der etwas dickeren Platte in der Mitte ist die Entscheidung dagegen schwieriger zu treffen. Durch den Punktanguss bedingt muss das Fluid in der Angussregion das Fasermaterial zunächst auch in Dickenrichtung durchdringen. Dies kann von einem 2D-Modell nicht berücksichtigt werden. In den folgenden Kapiteln soll daher die Frage geklärt werden, inwieweit sich diese Modellvereinfachung in Abhängigkeit einiger Modellparameter auf die Simulationsergebnisse auswirkt.

Bisher wurde für die Entscheidung nur die Geometrie des zu simulierenden Bauteils betrachtet: Bei sogenannten „dünnwandigen Bauteilen“ wird in der Regel davon ausgegangen, dass nur ein Fluss in der Ebene des Bauteils erfolgt, und daher ein zweidimensionales Modell hinreichend genaue Ergebnisse liefert. Bei komplexeren dreidimensionalen Strukturen wird hingegen ein Volumenmodell verwendet. Das Entscheidungskriterium „dünnwandiges Bauteil“ stammt aus der statischen Berechnung, es kann daher nicht ohne genaue Überprüfung auf andere Fälle übertragen werden. Welche Schwierigkeiten bei der Verwendung dieses Kriteriums auftreten, soll an einem einfachen Experiment dargestellt werden.



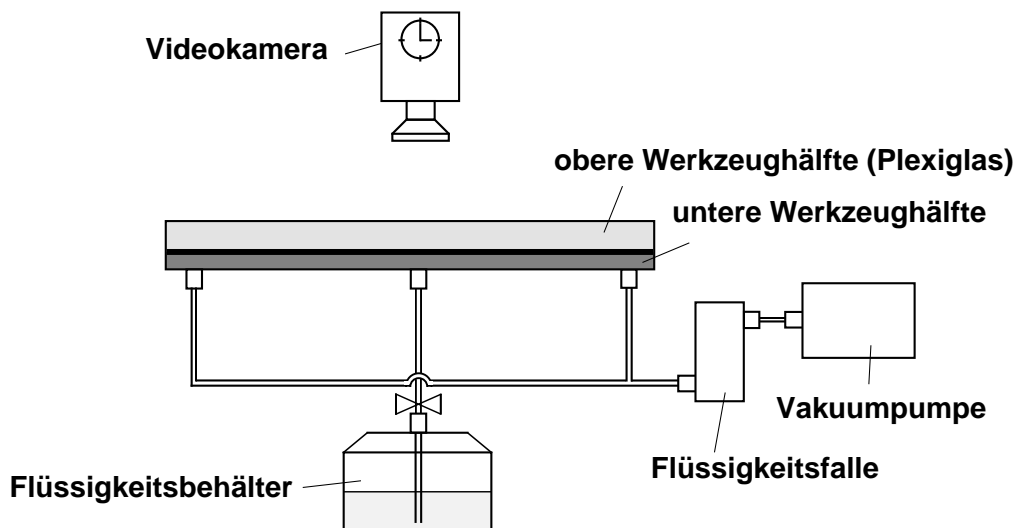
**Abb. 5.7:** Problematik der Modellauswahl für die Fließsimulation

#### 5.4.2 Beispiel zur Konsequenz falscher Modellwahl

##### Versuchsaufbau

Es wird ein Injektionsversuch durchgeführt: In eine Platte mit den Maßen  $600 \times 200 \times 3 \text{ mm}^3$  wird über einen zentralen Punktanguss ein Testfluid injiziert und die Position der Fließfront in Abhängigkeit von der Zeit bestimmt. Der Versuchsaufbau ist in Abb. 5.8 zu erkennen.

Der Faservolumengehalt beträgt 61 Vol.-%, als Testflüssigkeit wird ein Hydrauliköl (Shell Tellus) mit einer Viskosität von 70 mPas verwendet. Es werden zwei Experimente durchgeführt, die sich nur geringfügig unterscheiden. Bei dem ersten Experiment (Nr. 1) wird über der kreisförmigen Einlassöffnung ein gleichfalls kreisförmiges Loch in das verwendete Gelege geschnitten, um dem Testfluid eine gleichmäßige Ausbreitung über der gesamten Dicke der Preform zu ermöglichen. Damit soll gewährleistet werden, dass nur ein Fließen in der Ebene der Preform und nicht in Dickenrichtung erfolgt.



**Abb. 5.8:** Versuchsaufbau zur experimentellen Bestimmung des Fließverhaltens

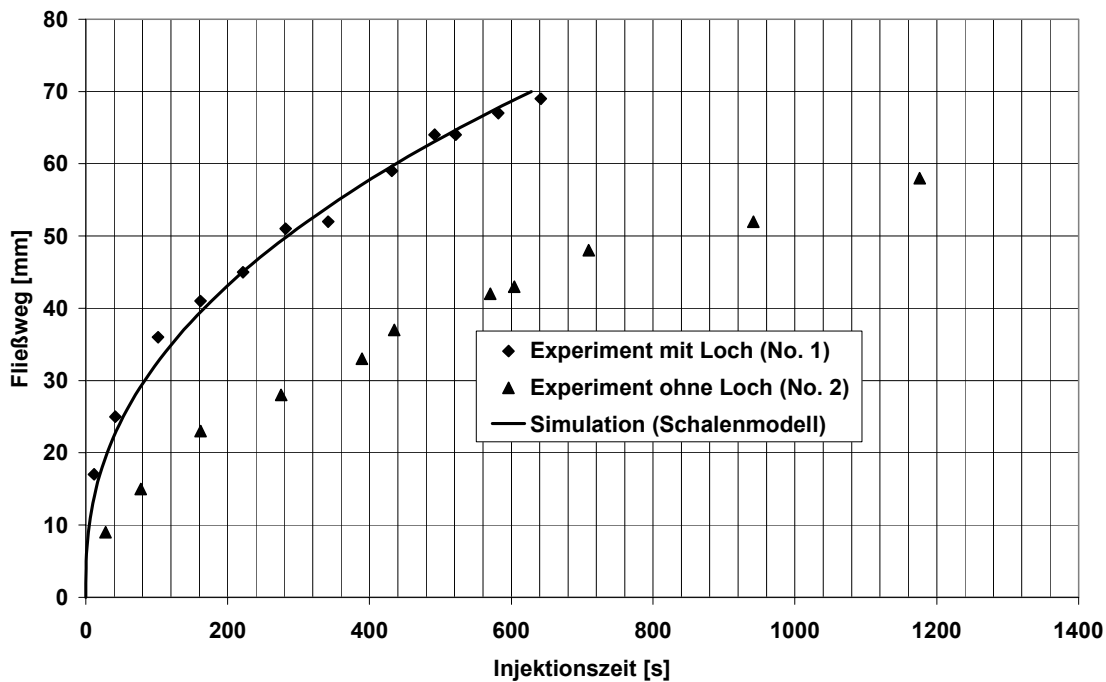
Das zweite Experiment (Nr. 2) unterscheidet sich von dem ersten nur durch das Fehlen des Loches in der Mitte der Preform. Dadurch wird im Angussbereich ein, wenn auch lokal beschränkter, dreidimensionaler Fluss erzeugt. Dieser Versuchsaufbau stellt die Situation im realen Produktionsprozess bei der Verwendung eines Punktangusses dar.

Da die Struktur zweifelsfrei im oben erwähnten Sinne als „dünnwandig“ zu bezeichnen ist, müssten beide Experimente ähnliche Ergebnisse liefern. Da die Simulationsmodelle bei Verwendung eines zweidimensionalen Modells für beide Versuche absolut identisch sind, ergibt sich für diese Versuche auch eine identische Fließfrontvorhersage.

## Ergebnisse

Das folgende Diagramm (Abb. 5.9) zeigt die Ergebnisse der Simulation und der Experimente. Die beiden mit Raute bzw. Quadrat markierten Kurven repräsentieren die experimentellen Daten, die unmarkierte Kurve stellt das Simulationsergebnis dar. Es ist jeweils die Position der Fließfront über der Zeit aufgetragen. Die Position der Fließfront wird beispielhaft über die Länge der größeren Halbachse des sich erge-

benden ellipsenförmigen Fließbildes angegeben. Experiment und Simulation erfolgten isotherm.



**Abb. 5.9:** Vergleich zwischen Simulation und den beiden Experimenten

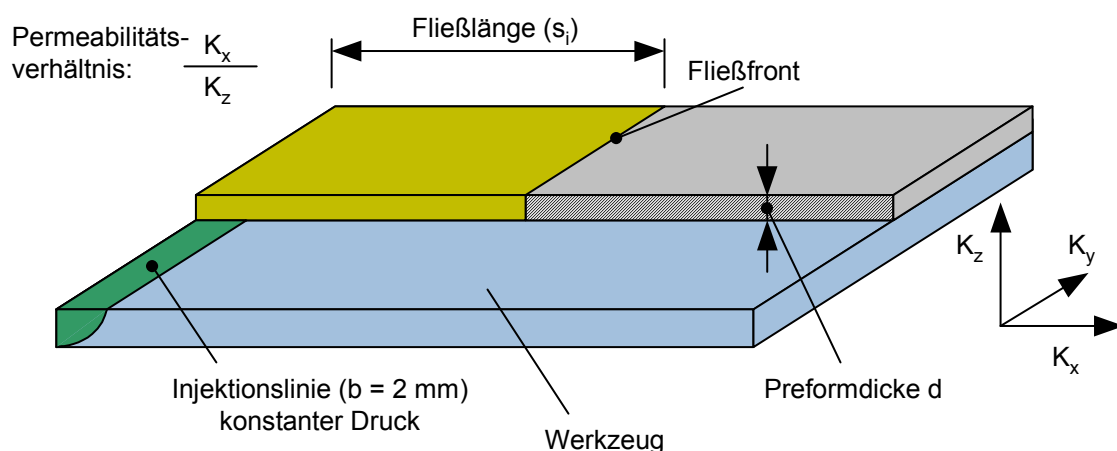
Es ist deutlich erkennbar, dass die Simulation mit dem ersten Experiment (Nr. 1) sehr gut übereinstimmt. Durch das Loch über der Einlassöffnung wird ein rein zweidimensionaler Fluss erzeugt, der hervorragend durch die Simulation abgebildet wird. Das Ergebnis des zweiten Experimentes (Nr. 2) weicht hiervon jedoch erheblich ab. Durch den Fluss in Dickenrichtung des Faserhalbzeugs wird ein lokal dreidimensionaler Fluss erzeugt, der das Vorankommen der Fließfront erheblich verzögert. Für dieses Experiment ist die Vorhersage der Simulation unbrauchbar. Es kann daher festgestellt werden, dass zusätzlich zur Geometrie (die Geometrie war in beiden Experimenten identisch) weitere Parameter für die Auswahl eines geeigneten Simulationstyps entscheidend sind. Diese Faktoren sollen im Folgenden analysiert und quantifiziert werden.



### 5.4.3 Modellbildung zur Bestimmung der Dimensionalität

Um den Einfluss des lokalen, dreidimensionalen Flusses zu untersuchen, wird eine Parameterstudie durchgeführt, in der eine dreidimensionale Simulation mit einer zweidimensionalen Simulation am Beispiel eines Linienangusses verglichen wird. In diesem Vergleich werden die Ergebnisse der dreidimensionalen Simulation als Referenz herangezogen und mit den Ergebnissen des zweidimensionalen Modells verglichen. Dabei wird die absolute Abweichung der Ergebnisse zwischen zwei- und dreidimensionalem Modell als absoluter Fehler, die Abweichung, bezogen auf die gesamte Fließzeit, als relativer Fehler der zweidimensionalen Simulation bezeichnet.

Als Geometrie für den Vergleich dient ein einfaches Plattenbauteil mit seitlichem Linienanguss über die gesamte Breite des Bauteils. Es ist dabei zu beachten, dass die Angusslinie vom Faserhalbzeug vollständig bedeckt wird. Die Platte ist mit den verwendeten Bezeichnungen in Abb. 5.10 dargestellt.



**Abb. 5.10:** Simulierte Geometrie und Bezeichnung der verwendeten Parameter

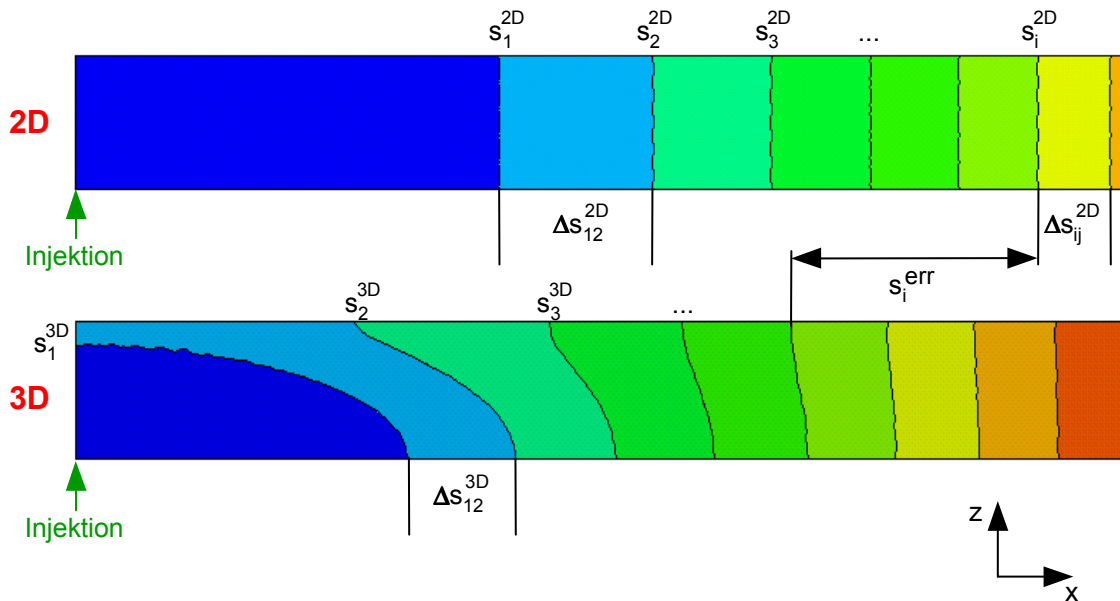
Diese Geometrie wurde jeweils unter Verwendung von Schalen- und Volumenelementen simuliert. Die Randbedingungen waren hierbei konstanter Injektionsdruck (0,1 MPa) und isoviskoses, newtonsches Fluid (100 mPas).

Für die folgende Parameterstudie wurden die Dicke der Platte, das Permeabilitätsverhältnis in der Ebene zur Dickenrichtung ( $K_x/K_z$ ) sowie die Fließlänge  $s_i$  variiert. Die Preformdicke  $d$  wurde zwischen 1 mm und 15 mm gewählt, das Permeabilitätsver-

hältnis wurde im Bereich  $K_x/K_z=1$  bis  $K_x/K_z=100$  variiert, was auch ungefähr den in der Praxis vorkommenden Werten entspricht. Die Fließlänge wurde im Bereich von 0 bis 1000 mm untersucht.

#### 5.4.4 Diskussion der Ergebnisse

Die Entwicklung des modellinduzierten Fehlers ist in der folgenden Abb. 5.11 anschaulich dargestellt. Das Bild zeigt einen seitlichen Blick auf die modellierten Platten bei Verwendung eines Linienangusses von unten. Bei dem 2D-Modell (oben) entspricht diese Angussart einem Anguss über der gesamten Dicke des Bauteils. In der Abbildung ist die Abweichung der beiden Modellvorhersagen voneinander markiert.



**Abb. 5.11:** Vergleich der 2D- und der 3D-Modellvorhersage

Es bedeuten  $s_i^{2D}$  und  $s_i^{3D}$  jeweils die Fließfrontpositionen im 2D-Modell und im 3D-Modell zu jeweils gleicher Prozesszeit  $t_i$ . Es beschreiben

$$\begin{aligned} \Delta s_{i-1,i}^{2D} &= s_i^{2D} - s_{i-1}^{2D} \text{ und} \\ \Delta s_{i-1,i}^{3D} &= s_i^{3D} - s_{i-1}^{3D} \end{aligned} \quad (5.12)$$

das Vorrücken der Fließfront im Zeitintervall  $\Delta t_{i-1,i}^{2D}$  beziehungsweise  $\Delta t_{i-1,i}^{3D}$ .  $\Delta s_{i-1,i}^{err}$  beschreibt die im betrachteten Zeitintervall  $\Delta t_{i-1,i}^{2D}$  zusätzlich auftretende Abweichung zwischen den beiden Berechnungsergebnissen der Fließfront.

Es gilt:

$$\begin{aligned} s_i^{2D} &= s_{i-1}^{2D} + \Delta s_{i-1,i}^{2D} \\ \Delta s_{i-1,i}^{2D} &= \Delta s_{i-1,i}^{3D} + \Delta s_{i-1,i}^{err} \\ s_i^{err} &= \sum_{i=1}^n \Delta s_{i-1,i}^{err} \end{aligned} \quad (5.13)$$

$s_i^{err}$  ist der Gesamtfehler der Fließfrontposition der zweidimensionalen Simulation gegenüber der dreidimensionalen Simulation zum Zeitpunkt  $t_n$ . Da aus physikalischen Gründen  $\Delta s_{i-1,i}^{err}$  immer positiv sein muss, folgt daraus, dass der absolute Fehler der 2D-Simulation gegenüber der 3D-Simulation kontinuierlich wächst.

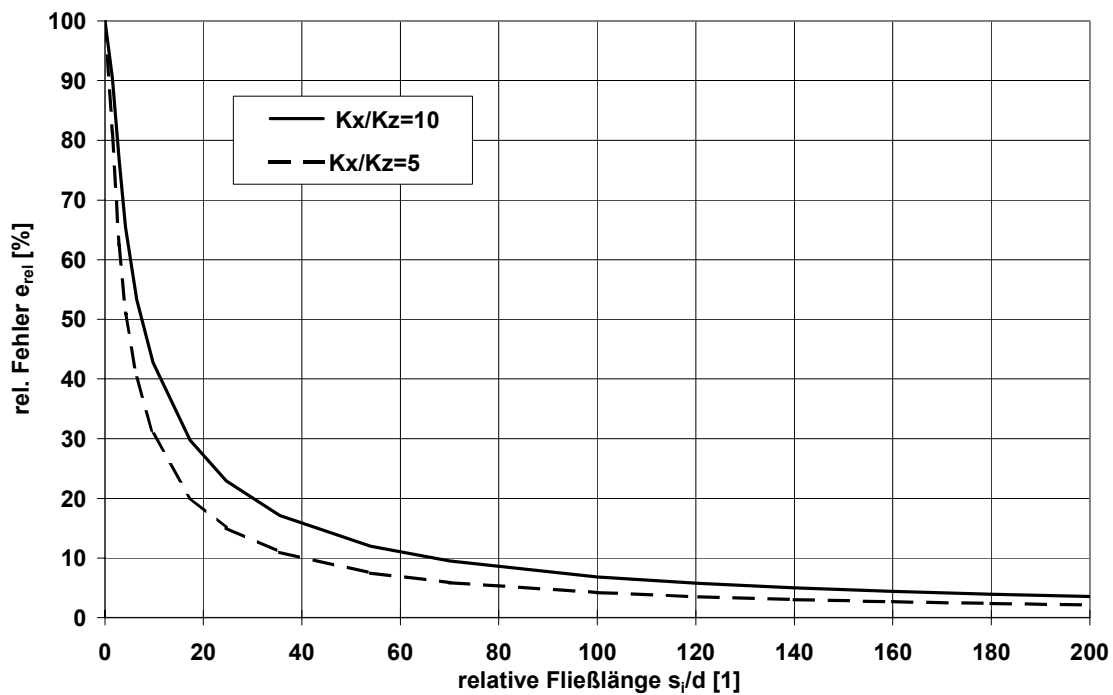
In den folgenden Diagrammen sind die Ergebnisse der Parameterstudien dargestellt. Abb. 5.12 stellt die Abhängigkeit des relativen Simulationsfehlers bei Verwendung eines Schalen-Modells über dem relativen Fließweg dar. Der relative Fließweg wird als Verhältnis zwischen Fließfrontposition  $s_i$  und Bauteildicke  $d$  definiert. Der Fehler errechnet sich zu:

$$e_{rel} = \left| \frac{s_i^{2D} - s_i^{3D}}{s_i^{3D}} \right| \quad (5.14)$$

mit  $e_{rel}$ : relative Abweichung der Fließfrontposition der 2D-Simulation von der 3D-Simulation.

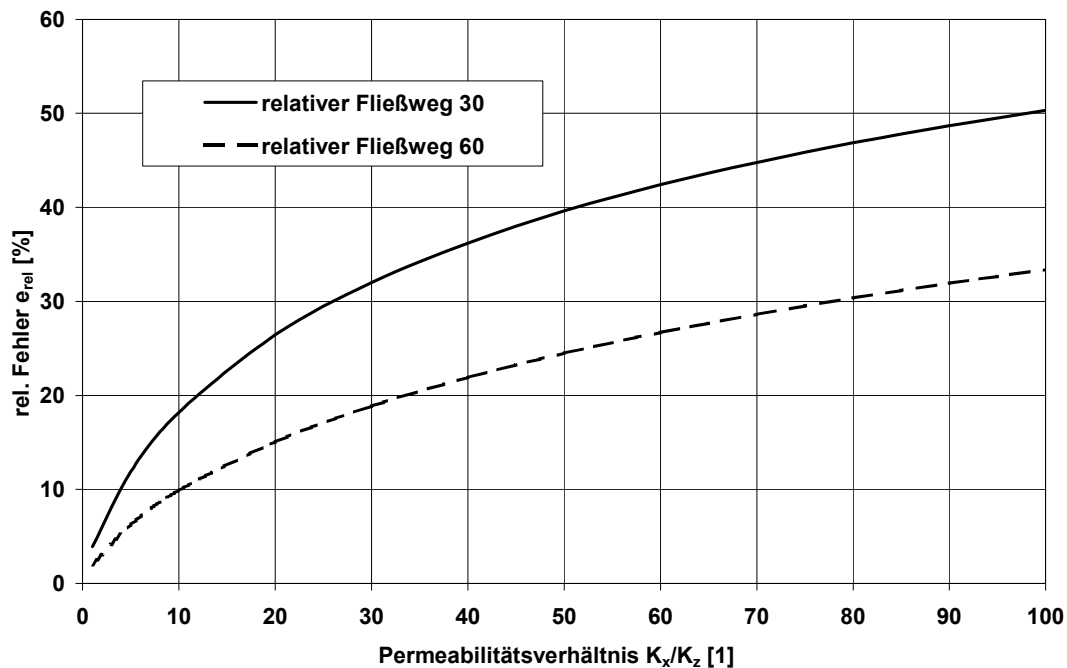
Die Kurven sind für jeweils zwei verschiedene Permeabilitätsverhältnisse  $K_x/K_z$  dargestellt. Aus dem Diagramm ist ersichtlich, dass die Abweichung der Simulationsergebnisse sehr stark vom relativen Fließweg abhängt. Näherungsweise kann diese Abhängigkeit durch den funktionalen Zusammenhang  $e_{rel} \sim d/s_i$  beschrieben werden. Erwartungsgemäß fällt der Fehler bei kurzen Fließwegen und großer Bauteildicke, also kleinem  $s_i/d$  Verhältnis, sehr groß aus. Es ist jedoch auffällig, dass noch bei größerem Verhältnis  $s_i/d$  ein nicht vernachlässigbarer, relativer Fehler zu beobachten

ist. Die anschließende Abb. 5.13 zeigt die Abhängigkeit des relativen Fehlers  $e_{\text{rel}}$  vom Verhältnis der Permeabilität in Dickenrichtung  $K_z$  zur ebenen Permeabilität  $K_x$ . Die Kurven sind für zwei relative Fließlängen dargestellt.



**Abb. 5.12:** Relativer Fehler in Abhängigkeit von der relativen Fließlänge

Die Abhängigkeit von diesem Verhältnis ist mit steigenden Werten für  $K_x/K_z$  degresiv. Mathematisch lässt sich der Zusammenhang ungefähr durch  $e_{\text{rel}} \sim \sqrt{\frac{K_x}{K_z}}$  beschreiben. Jedoch wird durch diese Funktion bei größeren Permeabilitätsverhältnissen ( $<50$ ) ein etwas zu großer Fehler vorausgesagt, der jedoch im Hinblick auf den überschlägigen Charakter der zu entwickelnden Beziehung tolerierbar ist.



**Abb. 5.13:** Abhängigkeit des relativen Fehlers vom Permeabilitätsverhältnis  $K_x/K_z$

#### 5.4.5 Kennwert für die Modellentscheidung

Die Einflussfaktoren „relative Fließlänge“ und „Permeabilitätsverhältnis“ lassen sich somit in einem neuen Kennwert zusammenfassen, der den zu erwartenden Fehler bei Anwendung einer zweidimensionalen Simulation auf ein bestimmtes Bauteil bei Verwendung eines Linienangusses angibt. Dieser Fehlerwert wird im Folgenden als  $C_{flow}$  bezeichnet. Er berechnet sich zu:

$$C_{flow} = 2 \frac{d}{s_n} \cdot \sqrt{\frac{K_x}{K_z}} \quad (5.15)$$

Hierbei wird für  $s_n$  die charakteristische Fließlänge, für  $d$  die charakteristische Bauteildicke im Angussbereich und für  $K_{x/z}$  die Permeabilität in x bzw. z Richtung gesetzt.

Die charakteristische Fließlänge ist ein Schätzwert, der den maximalen Fließweg bezogen auf den Anguss angibt, der erforderlich ist, das Bauteil zu füllen. Es ist daher erforderlich, bei einem Bauteil mit mehreren Angüssen den Kennwert  $C_{Flow}$  für

jeden Anguss separat zu bestimmen. Es ist bemerkenswert, dass mit Ausnahme der Dicke die äußeren Abmessungen des Bauteils für die Modellentscheidung keine Rolle spielen.

#### 5.4.6 Optimierung der Angussstrategie unter Verwendung von $C_{\text{flow}}$

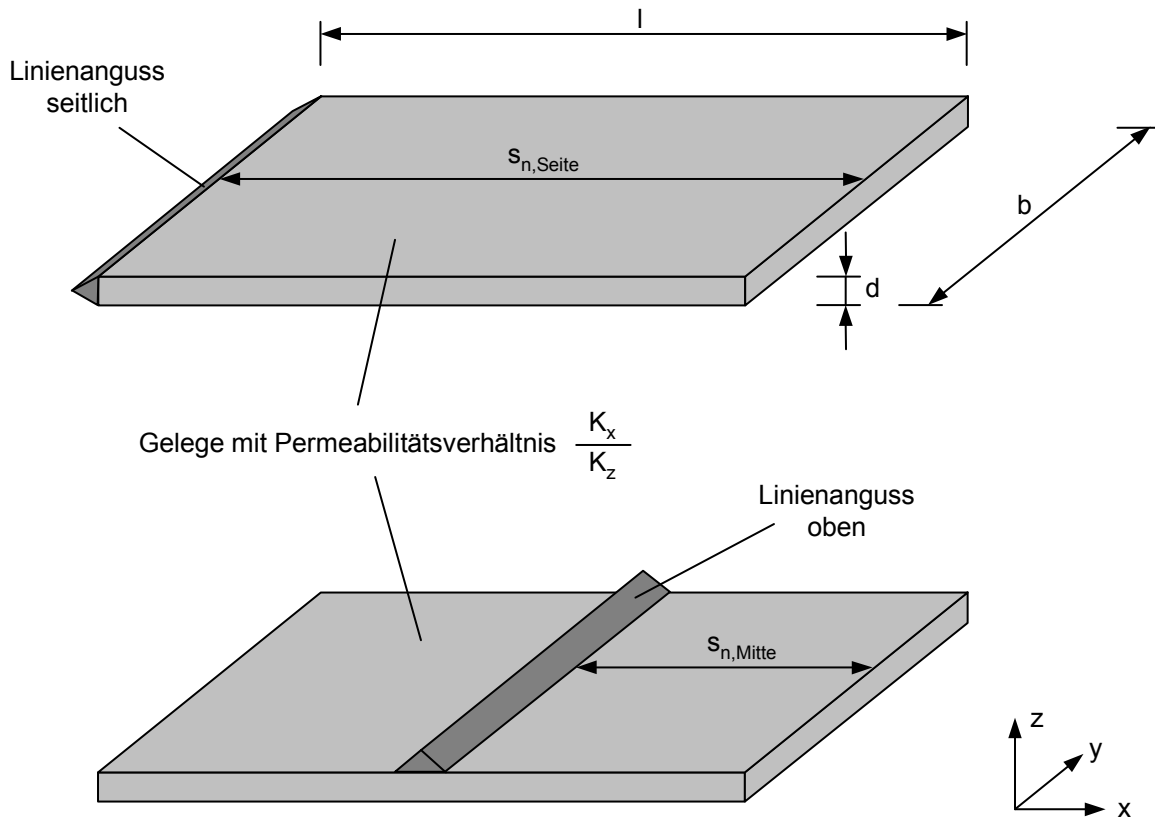
Die oben beschriebene Gleichung lässt sich in leicht modifizierter Form einsetzen, um die Angussstrategie [87] bei Verwendung von Linienangüssen zu optimieren. Es kann berechnet werden, ob ein seitlicher oder ein Anguss von oben beziehungsweise unten mit entsprechend geringeren erforderlichen Fließwegen in Bezug auf die benötigte Füllzeit günstiger ist.

Das Vorgehen hierbei soll im folgenden Beispiel anhand rechteckiger Platten unter Verwendung eines einzelnen Linienangusses gezeigt werden. Die Daten der Platten sind in Tabelle 5.2 zusammengefasst.

**Tabelle 5.2:** Maße und Permeabilitäten der herzustellenden Platten

	Länge l [mm]	Breite b [mm]	Dicke d [mm]	$K_x/K_z$ [1]
Platte 1	1000	1000	25 mm	100
Platte 2	500	1000	14 mm	20
Platte 3	500	1000	5 mm	50

Die beiden hier zur Diskussion stehenden Angussvarianten sind in Abb. 5.14 dargestellt. Es handelt sich hierbei um einen seitlichen Linienanguss und einen mittigen Linienanguss von der Bauteiloberseite. Für den seitlichen Anguss spricht eine einfachere Realisierbarkeit. Der mittige Anguss besitzt den Vorteil, dass die Fließwege nur halb so lang sind, und damit eine kürzere Füllzeit erwartet werden kann. Bei mittiger Angusslage in diesem Beispiel ist die charakteristische Fließlänge  $s_{n,\text{mitte}}$  nur halb so groß wie  $s_{n,\text{seite}}$  bei einem seitlichen Anguss.



**Abb. 5.14:** Beispielplatten mit unterschiedlicher Angussgestaltung

Welche Angussmethode bei welcher der drei Platten bezüglich der Prozesszeit vorteilhaft ist, kann durch Verwendung folgender Gleichung ermittelt werden, die direkt aus der Bestimmungsgleichung für  $C_{Flow}$  abgeleitet ist. Es wird

$$C_{Flow} = \frac{s_{i,mitte}}{s_{i,seite}} \quad (5.16)$$

gesetzt. Damit gilt für den hier betrachteten Fall:

$$s_{grenz} = 2 \frac{s_{i,seite} \cdot d}{s_{i,mitte}} \sqrt{\frac{K_x}{K_z}} \quad (5.17)$$

$s_{grenz}$  gibt nun diejenige Fließweglänge an, bei der beide Angussvarianten gerade gleichwertig sind. Liegt die tatsächliche Fließweglänge bei Verwendung eines oben- oder untenliegenden Angusses oberhalb des Grenzfließwegs, so kann hier eine schnellere Füllung als bei Verwendung eines seitlichen Angussystems erwartet

werden. Im umgekehrten Fall ist ein seitlicher Anguss trotz des längeren Fließweges vorzuziehen. Für die hier betrachteten Platten ergibt sich folgende Situation:

**Tabelle 5.3:** Grenzfließwege und charakteristische Fließwege für die Beispielplatten

	Grenzfließweg $s_{\text{grenz}}$ [mm]	Charakteristischer Fließweg $s_{n,\text{mitte}}$ [mm]
Platte 1	1000	500
Platte 2	250	250
Platte 3	141	250

Die Beispielrechnungen ergeben, dass für Platte 1 trotz des doppelt so langen Fließweges der seitliche Anguss zu einer geringeren Füllzeit führt als die alternative Angussvariante. Bei Beispielplatte 2 ergibt sich kein Unterschied in der Füllzeit, somit kann die Entscheidung nur aufgrund anderer Randbedingungen getroffen werden. Bei Platte 3 wiederum wird die kürzeste Füllzeit durch Verwendung eines mittigen Angusses erzielt.

Diese Berechnungen zeigen, dass die zunächst offensichtlich als beste erscheinende Lösung, nämlich die Minimierung des Fließweges durch Platzierung der Angusslinie in der Mitte der Platte, nicht in jedem Fall optimal ist. Durch die Methodisierung der Angussauswahl durch Verwendung eines objektiven Kennwertes (hier  $C_{\text{flow}}$ ) kann eine optimale Lösung gefunden werden, die unabhängig von der Erfahrung des Berechners und jederzeit reproduzierbar ist.



## 6 Beispiele zur methodischen Anwendung der Simulationstechnik

### 6.1 Simulation des RTM-Verfahrens (PKW-Stirnwand)

#### 6.1.1 Übersicht

Ziel dieses Kapitels ist es, am Beispiel einer PKW-Stirnwand, die im RTM-Verfahren gefertigt wird, das methodische Vorgehen im Rahmen der Simulation zu demonstrieren. In diesem Beispiel werden Aufbau und Art des zu verwendenden Geleges als gegeben vorausgesetzt, die rheologischen Daten des Harzsystem sind ebenfalls bekannt. Die notwendigen Permeabilitätsdaten werden experimentell bestimmt, die Eigenschaften des Harzes können aus Datenblättern übernommen werden.

#### 6.1.2 Die verwendeten Werkstoffe

##### 6.1.2.1 Harzsystem








Als Matrix wird das Harzsystem LY 556 /HY 917 / DY 070 verwendet. Es handelt sich hierbei um ein niederviskoses Harzsystem auf Basis von Epoxidharz Biphenol A in Verbindung mit dem Anhydridhärter HY 917. Der Anteil von Beschleuniger DY 070 von 2% führt zu einer Gebrauchsdauer von mindestens 30 Minuten bei einer Temperatur von 50 °C bis 60 °C. Die Anfangsviskosität beträgt bei 60°C ca. 70 mPas und bleibt während der Gebrauchsdauer nahezu konstant. In der folgenden Tabelle 6.1 sind die wichtigsten Eigenschaften des Harzsystems im Verarbeitungszustand zusammengestellt:

**Tabelle 6.1:** Eigenschaften des Harzsystems LY 556 /HY 917 / DY 070 im Verarbeitungszustand [21]

Mischungsverhältnis LY 556 /HY 917/DY070	100 : 90 :2
Gelierzeit:	Mind. 30 min bei 60°C
Anfangsviskosität des Harzsystems:	$\eta = 70 \text{ mPa s}$ bei 60°C
Dichte des Harzsystems:	$\rho = 1,2 \text{ g/cm}^3$

### 6.1.2.2 Die Preform

In der Stirnwand kommt ein Hybridgelege aus Kohlenstofffasern und Aramidfasern zum Einsatz. Der Gelegeaufbau besteht aus 7 Lagen, wobei 4 dieser Lagen aus zwei Halblagen mit unterschiedlicher Orientierung bestehen. Es stehen zwei verschiedene Arten von Einzellagen zur Verfügung: Eine Hybridlage (1), bestehend aus 90 % Kohlenstofffasern und 10 % Aramidfasern, die unter 45° vernäht sind, und eine Kohlenstofffaserlage (2), bestehend aus zwei Halblagen mit einer Orientierung von 0° und 45°. Der Gelegeaufbau ist in folgender Skizze dargestellt (Abb. 6.1)

	Lagennr.	0°	45°	90°	Typ
	1	50	50	0	CF/AF
	2	0	50	50	CF/AF
	3	0	100	0	CF
	4	0	100	0	CF
	5	0	100	0	CF
	6	0	50	50	CF/AF
	7	50	50	0	CF/AF

**Abb. 6.1:** Lagenaufbau des CFK/Aramid-Hybridgeleges

Bei einer gewünschten Dicke von 3,5 mm dieses Aufbaus ergibt sich ein Faservolumengehalt im Bauteil von 62,6% [22].

Zur Bestimmung der Permeabilität des Geleges wird ein zweidimensionaler instationärer Versuch verwendet (vgl. Kap. 2.3.3). Dabei werden zu jedem Versuch 20 bis 30 Fließfrontpositionen der Ellipsenhalmesser und die dazugehörigen Zeiten notiert. Um daraus die Permeabilitäten zu errechnen, ist das in Kapitel 2 beschriebene Rechenverfahren erforderlich. Es wurden zur Messung der Permeabilität 4 Versuchswiederholungen durchgeführt, um die statistischen Schwankungen zu eliminieren. Es wurden dabei folgende Permeabilitäten errechnet (Tabelle 6.2):

**Tabelle 6.2:** Experimentell ermittelte Permeabilitäten

Versuchsnr.	$T_{Öl}$ [°C]	$\eta_{Öl}$ [mPa s]	$K_x$ [ $10^{-12} \text{ m}^2$ ]	$K_y$ [ $10^{-12} \text{ m}^2$ ]
1	25,6	69,5	3,378	2,366
2	24,8	71,6	2,856	2,113
3	23,1	79,5	3,137	2,106
4	23,6	77,8	3,226	2,334

Aus diesen Versuchen ergibt sich die Permeabilität als arithmetisches Mittel der gemessenen Werte:  $\overline{K_x} = 3,05 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2$  bei einer Standardabweichung von  $\sigma = 0,18$  und  $\overline{K_y} = 2,15 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2$  mit  $\sigma = 0,13$ .

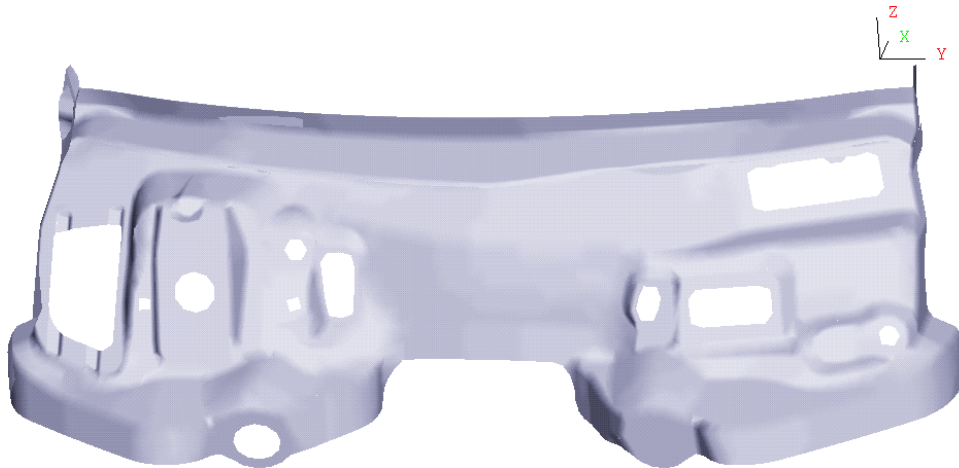
### 6.1.3 Vorbereitende Überlegungen zur Modellbildung

Aufbauend auf den Erkenntnissen in Kapitel 4 und 5 sollen nun einige vorbereitende Überlegungen getroffen werden, um eine sinnvolle Modellauswahl zu treffen. Als Angussystem muss ein Linienanguss gewählt werden, da es sich um ein recht großes Bauteil handelt, und akzeptable Füllzeiten mit einem, oder mehreren Punktangüssen mit vertretbarem Aufwand nicht realisiert werden können. Auch aus fertigungstechnischen Gründen (das Werkzeug ist aufgrund der Aufspannsituation in eine Presse nur seitlich zugänglich) scheidet ein Punktanguss aus. Es wird daher ein seitlicher Linienanguss verwendet. Damit kann ein zweidimensionales Modell verwendet werden, da das Fließen nur in der Ebene des Materials auftritt.

Die maximal auftretende Fließgeschwindigkeit kann aus dem Gesetz von D'Arcy abgeleitet werden. Zur Abschätzung wird die maximale Permeabilität, der maximal auftretende Druck (Angussdruck) sowie die Viskosität verwendet. Da theoretisch am Beginn des Injektionsprozesses die Fließgeschwindigkeit aufgrund des unendlichen Druckgradienten ebenfalls unendlich ist, wird die Fließgeschwindigkeit nach 1 cm Fließfrontfortschritt ermittelt. Mit den vorgegebenen Daten ergibt sich aus Gleichung (2.4) eine maximale Geschwindigkeit von ca. 1,3 cm/s. Damit liegt der untersuchte Prozess vollständig im Gültigkeitsbereich der Simulation (vgl. Kap. 4).

### 6.1.4 Aufbau der Modelle

Als Grundlage für das Modell der Stirnwand diente ein CAD-Datensatz. Dieser enthielt das fertig besäumte Bauteil mit allen Bohrungen und Aussparungen (Abb. 6.2).



**Abb. 6.2:** Geometrie der Stirnwand

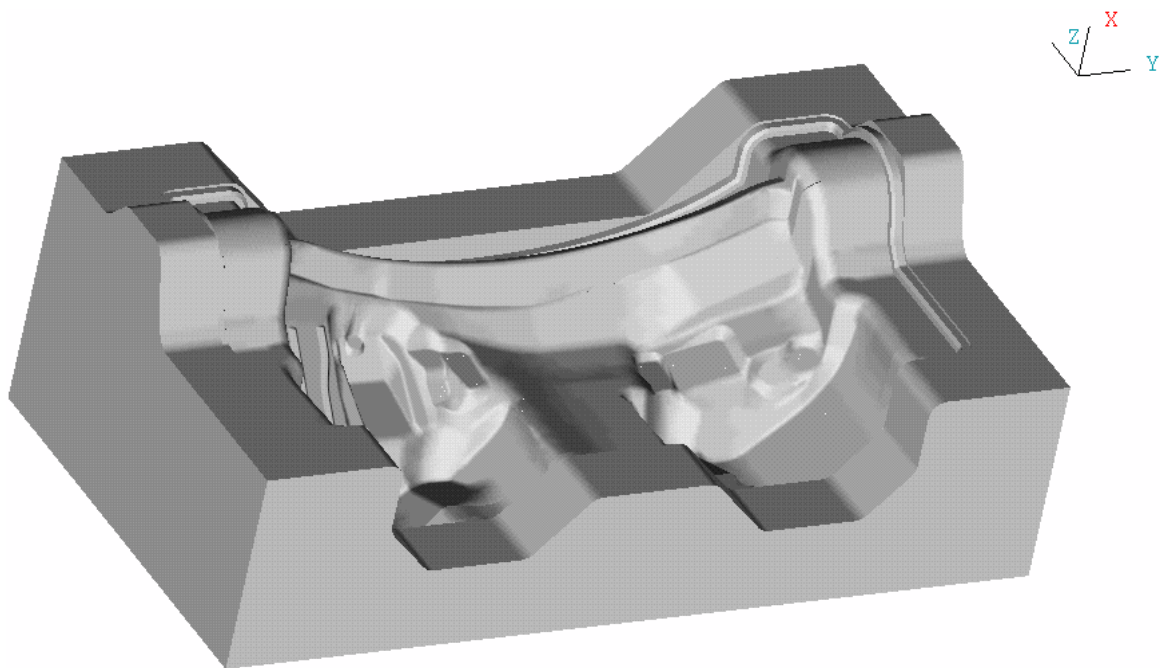
In einem ersten Schritt wurden im VDA-Datensatz alle Durchbrüche und Bohrungen geschlossen und die Topographie mittels des Programmsystems ANSA vorbereitet. Dies umfasste die Reparatur beschädigter Flächen, das Verbinden nicht zusammenhängender Flächen sowie das Zusammenfassen sehr kleiner Flächen zu größeren Bereichen. Anschließend wurde das Bauteil mit Dreiecksschalenelementen vernetzt, wobei die maximale Elementlänge mit 25 mm vorgegeben wurde. Das Modell besteht damit aus 4289 Dreieckselementen.

Die weitere Modellvorbereitung erfolgte in dem Programmsystem Patran: Hier wurde den Elementen der Permeabilitätstensor und die Dicke zugewiesen.

In der Simulationssoftware LIMS<sup>®</sup> schließlich werden die Viskositätsdaten des Harzes und das Angussystem definiert. Hierzu gehört die Angabe des Angussortes, die Steuerung des Angusses (volumenstrom- oder druckgesteuert) sowie der zugehörigen Parameter (Angussdruck oder –volumenstrom). Alle Simulationen wurden isotherm und ohne Berücksichtigung der Härtingsreaktionen durchgeführt, d.h. Werk-

zeug, Gelege und Harz haben konstante Temperatur, die Viskosität des Harzes ändert sich im Prozessverlauf nicht.

Basierend auf dem ersten Modell wird in einer zweiten Variante die gesamte Werkzeugkavität mit in die Berechnung einbezogen. Die Geometrie des Werkzeuges ist in Abb. 6.3 dargestellt.



**Abb. 6.3:** Untere Hälfte des RTM-Werkzeuges

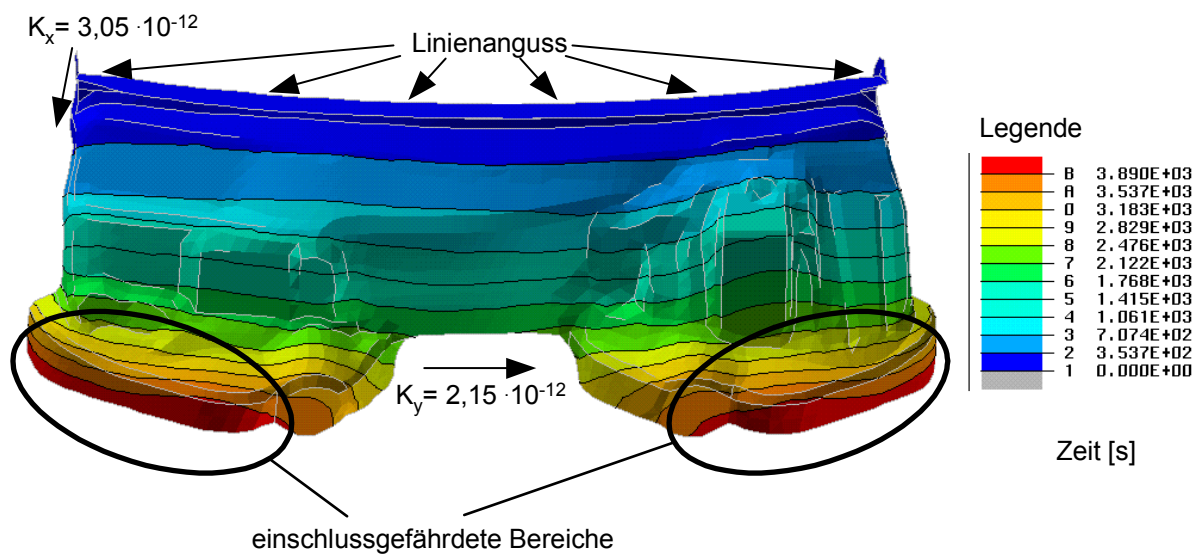
Aus dem CAD-Datensatz wurden die zusätzlichen, das Bauteil umrandenden Flächen übernommen und mit dem Modell des Bauteils verbunden. Oben sowie rechts und links der Stirnwand wurde die gesamte im Werkzeug vorhandene Randbreite verwendet, an der Unterkante der Stirnwand wurde aus fertigungstechnischen Gründen (Drapierbarkeit der Preform) nur ein 50 mm breiter Rand modelliert.

Im Unterschied zum Modell des fertig besäumten Bauteiles wurde das gesamte Angussystem mit in das Simulationsmodell einbezogen. Alle anderen Randbedingungen sind mit denen des Modells des Bauteils identisch (Isothermie, konstante Viskosität).

### 6.1.5 Fehlertolerante Simulation

Bei der Anwendung der Simulation ist es stets erforderlich, sich der Vereinfachungen im Modell und dem Streubereich der Eingabeparameter bewusst zu sein. Nicht jede zunächst scheinbar optimale Füllstrategie führt bei zusätzlicher Berücksichtigung der Streubreite der Eingabewerte immer noch zu einem befriedigenden Ergebnis [93],[115]. Wie am folgenden Beispiel der Stirnwand gezeigt wird, kann sich eine optimale Angussvariante als unbrauchbar erweisen, wenn der gesamte Streubereich der Parameter in die Simulation mit einbezogen wird.

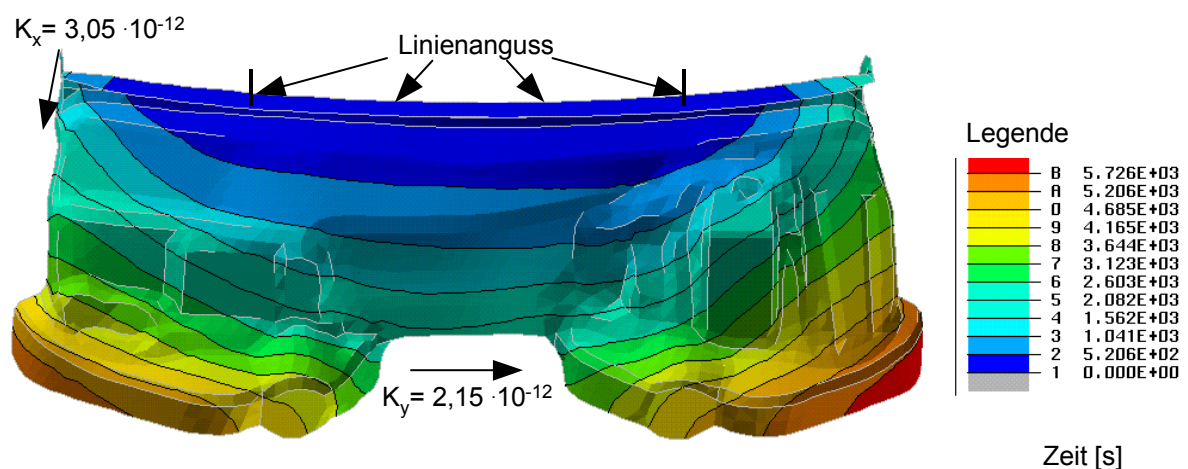
Die folgende Abb. 6.4 zeigt die Simulation des Fließfrontverlaufes bei Verwendung eines Linienangusses an der oberen Kante des Bauteils. Zur Minimierung der Füllzeit wurde zunächst ein Anguss über die gesamte Bauteilkante vorgesehen.



**Abb. 6.4:** Fließfrontverlauf, Linienanguss obere Kante, Injektionsdruck: 0,6 MPa

Bei dieser Angussvariante bleiben die Fließfronten nahezu parallel zur oberen Bauteilkante und erreichen die gegenüberliegende Bauteilkante im rechten und linken unteren Bereich auf breiter Front nahezu gleichzeitig. Die genaue Entlüftungsposition ist damit sehr schwer vorhersagbar und sehr empfindlich gegenüber Schwankungen in den Eigenschaften des Geleges. Die Gefahr von Einschlüssen [64],[65] ist daher unverhältnismäßig hoch.

Aus diesem Grund wird der Anguss auf etwa die halbe Länge der oberen Bauteilkante verkürzt, so ist bezüglich der Gefahr von Einschlüssen das Fließbild als deutlich günstiger zu bewerten (Abb. 6.5). Das Bauteil wird jetzt als letztes in der linken und rechten unteren Ecke gefüllt, an diesen beiden Ecken sind daher die Entlüftungen vorzusehen. Das bessere Füllverhalten wird aber durch eine Verlängerung der Füllzeit um 50% erreicht. Die gesamte Füllzeit ist mit 75 (Abb. 6.4) bzw. 105 Minuten (Abb. 6.5) sehr hoch.

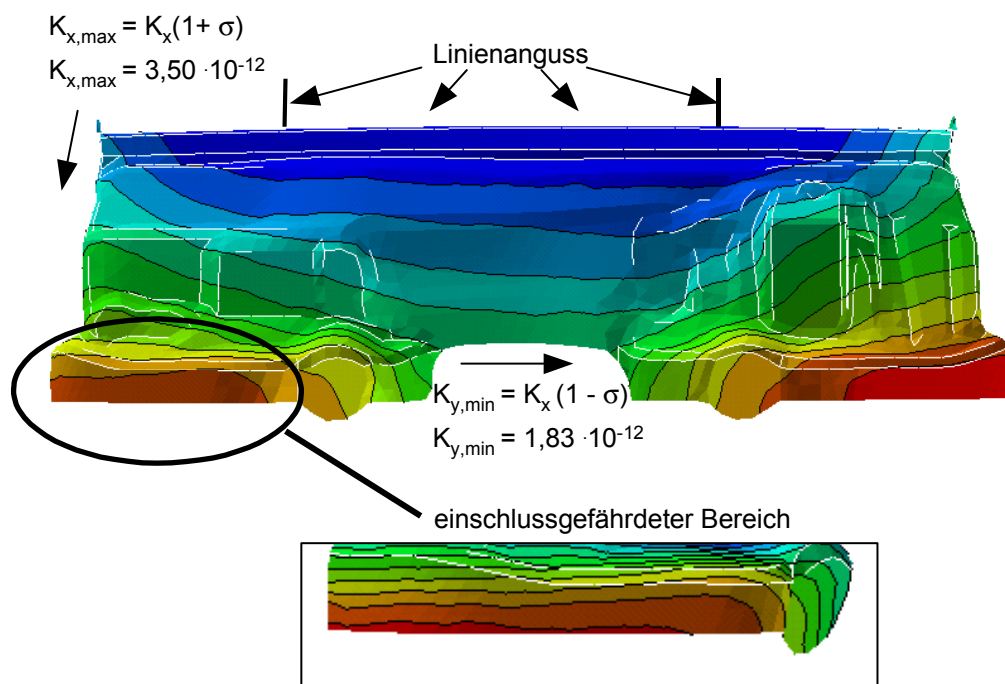


**Abb. 6.5:** Fließfrontverlauf, Linienanguss obere Kante (halb), Injektionsdruck: 0,6 MPa

Nun wird das Ergebnis im Hinblick auf die Streuung der Eingabewerte weiter untersucht. Der Parameter Injektionsdruck ist dabei unkritisch. In der Regel lässt sich dieser mit nur geringen Abweichungen einhalten. Die Viskosität dagegen reagiert sehr empfindlich auf Änderungen in der Temperatur. Da die Viskosität jedoch eine skalare Größe ist, ändert sich das Ergebnis bei Schwankungen in der Viskosität des Fluides nur quantitativ (Füllzeit) aber nicht qualitativ (Füllbild), wenn man vorausgesetzt, dass die Temperaturschwankungen gleichmäßig über das gesamte Werkzeug erfolgen.

Abweichungen in der anisotropen Permeabilität hingegen führen zu einer qualitativen Änderung des Ergebnisses, und müssen in der Simulation berücksichtigt werden.

Untersuchungen verschiedener Autoren [18], [23] haben ergeben, dass sich die Permeabilität mit einer Schwankungsbreite von  $\sigma = 0,15$  bestimmen lässt. Dieser Streubereich spiegelt auch die eigenen Erfahrungen wieder. Daher wird die Simulationsrechnung mit entsprechenden Extremwerten der Permeabilität wiederholt. Bei Verwendung von  $K_{x,\max} = K (1+\sigma)$  und  $K_{y,\min} = K (1-\sigma)$  ergibt sich das folgende Fließbild (Abb. 6.6).

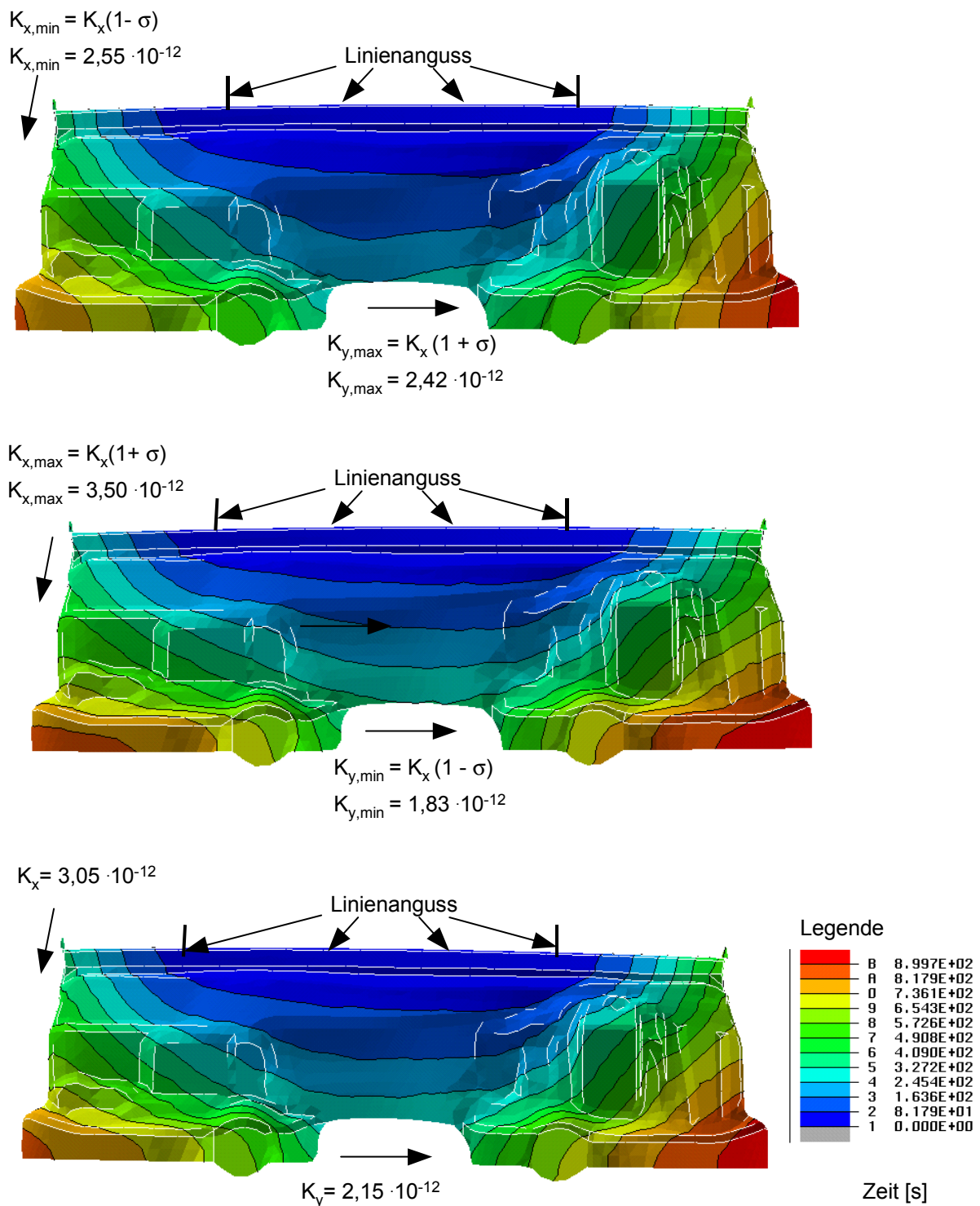


**Abb. 6.6:** Fließfrontverlauf, Linienanguss obere Kante (halb), Injektionsdruck: 0,6 MPa, variierte Permeabilitäten

Hier zeigt sich ein sehr instabiles Füllverhalten, da die Fließfront auf der linken Seite den Bauteilrand überall nahezu gleichzeitig erreicht. Platziert man die Entlüftung in der linken unteren Ecke des Bauteils wie im vorherigen Modell errechnet, so bilden sich bei den Maximalwerten der Streuung möglicherweise Lufteinschlüsse. Hier besteht weiterer Optimierungsbedarf.

Eine weitere Verkürzung der Angusslinie zeigt schließlich auch bei großer Streuung der Permeabilitätswerte stabile Ergebnisse (Abb. 6.7).





**Abb. 6.7:** Fließfrontverlauf, Linienanguss obere Kante, Injektionsdruck: 0,6 MPa, variierte Permeabilitäten, stabile Lösung

### 6.1.6 Auslegung des Angussystems

Üblicherweise wird das Angussystem auf die Höhe des maximal zulässigen Druckverlustes im Angusskanal dimensioniert. Dieser Druckverlust hängt neben der Viskosität und der Dichte des strömenden Mediums vor allem von der Angussquerschnittsfläche und vom maximal geforderten Volumenstrom ab. Eine untergeordnete Rolle spielt die Oberflächenqualität des Angusskanals, da diese Oberflächen im Allgemeinen im Sinne der Strömungslehre als „glatt“ zu bezeichnen sind.

Zur Berechnung des Druckverlustes  $\Delta P$  wird der Angusskanal durch ein Rohr mit kreisförmigem Querschnitt und dem Durchmesser  $d$  abgebildet. Die Randbedingungen ergeben sich aus der Werkzeuggeometrie und dem verwendeten Harzsystem wie folgt (Tabelle 6.3):

**Tabelle 6.3:** Parameter zur Auslegung des Angusskanals

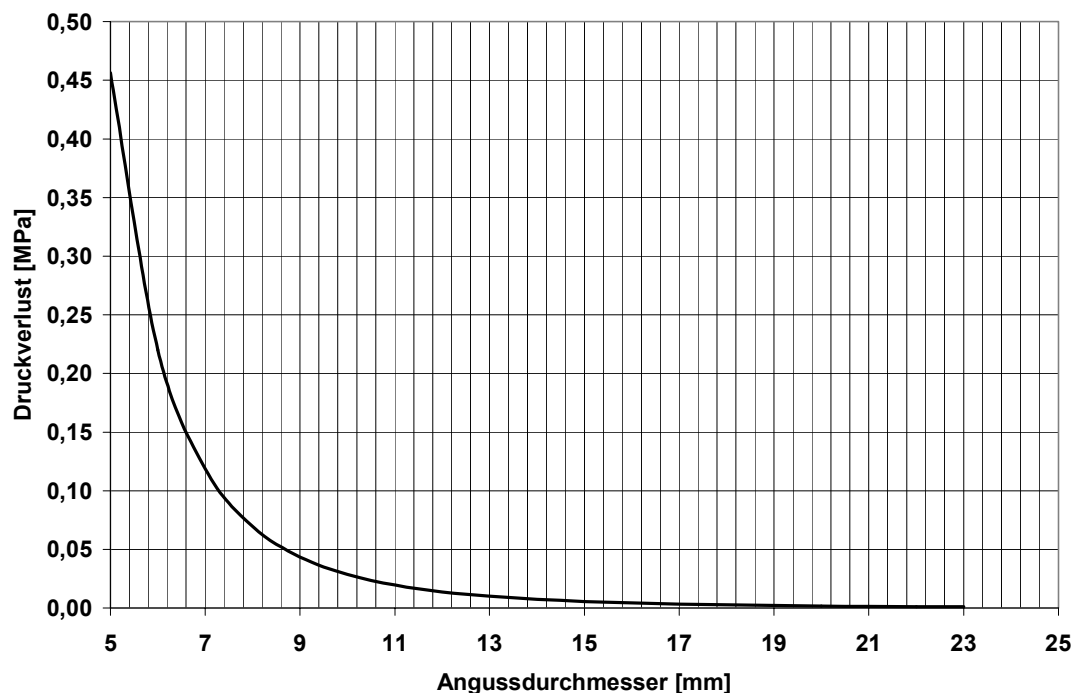
Parameter	Wert
Dichte des Harzsystems:	$\rho = 1,2 \text{ g/cm}^3$
Viskosität des Harzsystems:	$\nu = 70 \text{ mPa s}$
Länge des Kanals	$l = 2 \text{ m}$
max. Volumenstrom:	$V = 0,05 \text{ l/s}$

Der maximale Volumenstrom tritt zu Beginn der Füllung auf und wurde aus den Ergebnissen der Simulationen des Bauteils (Kap. 6.1.5) ermittelt.

Aus den vorgegebenen Daten ergibt sich, dass die Strömung laminar ( $Re < 2320$ ) verläuft und daher zur Berechnung des Rohrströmungswiderstandes auf das einfache Hagen-Poiseuillsche Gesetz zurückgegriffen werden kann (Rohrwiderstandsbeiwert  $\lambda = 64/Re$  [24]). Der Druckverlust im Angusskanal in Abhängigkeit vom Durchmesser  $d$  des Kanals ergibt sich somit zu:

$$\Delta P = \frac{\lambda \rho}{2d} \cdot \left( \frac{Q}{A} \right)^2 \quad (6.1)$$

Der Druckverlust über dem Angussquerschnitt ist in Abb. 6.8 grafisch dargestellt:



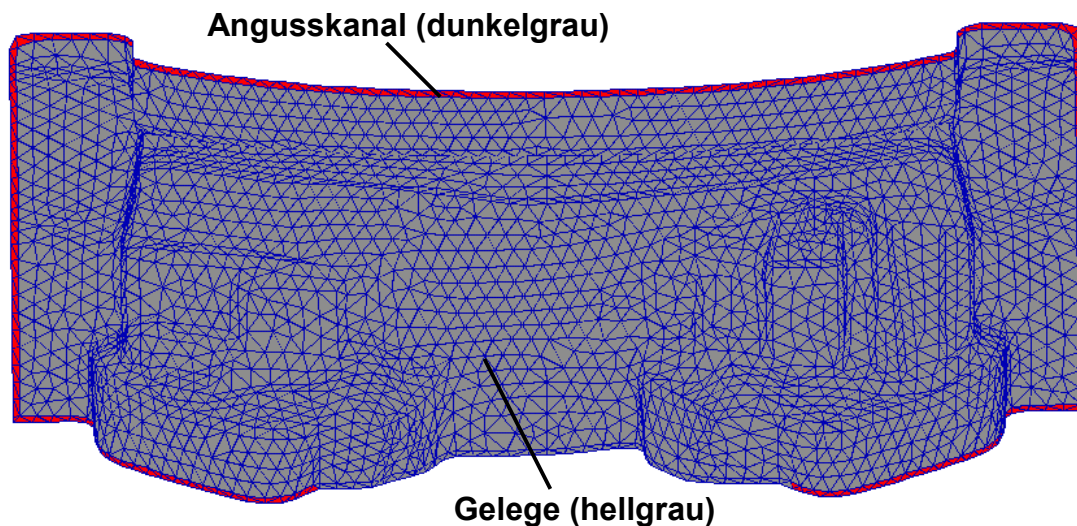
**Abb. 6.8:** Druckverlust im Angusskanal in Abhängigkeit vom Durchmesser

Es zeigt sich, dass ab einem Durchmesser von 8,5 mm der Druckabfall geringer als 0,05 MPa wird und damit eine weitgehend isobare Verteilung des Harzes im Anguss-system erreicht werden kann. Da der Druckverlust überproportional vom Volumen-strom abhängig ist und dieser im Laufe der Füllung der Kavität abnimmt, stellt der berechnete Druckverlust einen Maximalwert dar, der nur am Anfang der Füllzeit erreicht wird und anschließend stark abnimmt. Die Dimensionierung des Angusska-nals kann daher ohne Berücksichtigung von Sicherheitsfaktoren auf den gewünsch-ten maximalen Druckverlust vorgenommen werden.

### 6.1.7 Optimierung der Füllzeit

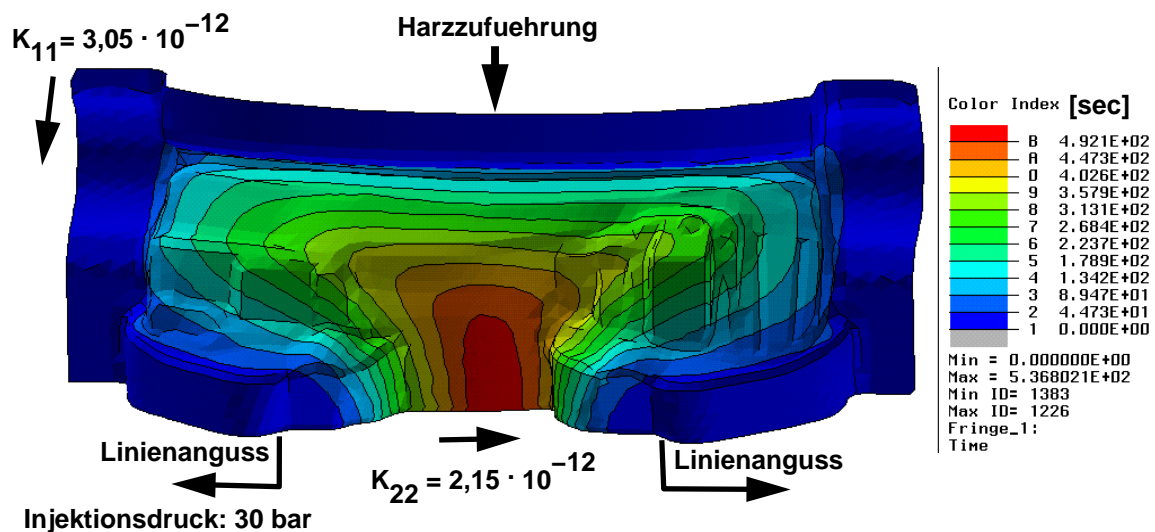
Die folgende Abb. 6.9 zeigt die vollständig mit Gelege ausgelegte Kavität. Die dun- kelgrauen Bereiche stellen den Angusskanal dar, der hellgrau eingefärbte Teil des Modells repräsentiert das Gelege. Der umlaufende Anguss wurde im Hinblick auf

eine möglichst kurze Füllzeit gewählt. Der Angusskanalquerschnitt ist modellbedingt rechteckig ausgeführt und hat eine Kantenlänge von 10 mm.



**Abb. 6.9:** Angusskanal und Belegung des Werkzeuges (Vollständige Belegung)

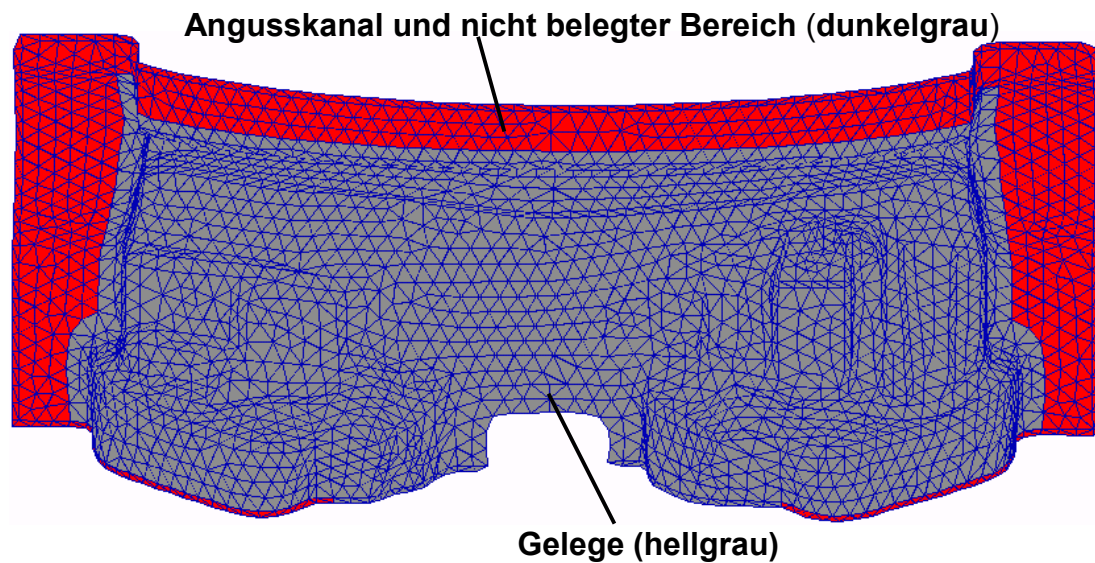
In Abb. 6.10 ist der sich aus der Simulation ergebende Fließfrontverlauf bei einem Injektionsdruck von 3 MPa dargestellt. Die Harzzuführung (Injektionspunkt) für den Angusskanal erfolgt in der Mitte der oberen Kavitätskante. Im Gegensatz zu den vorhergehenden Modellen herrscht hier nur am Injektionspunkt ein Druck von 3 MPa, durch den Strömungswiderstand des Harzes fällt der Druck entlang des Angusskanals leicht ab ( $\Delta P \approx 0,05$  MPa). Das Füllverhalten ist unproblematisch, da nur eine geringe Gefahr von Einschlüssen besteht. Eine Variation der Permeabilität wie in Kapitel 6.1.5 wird hier nicht vorgenommen. Die Füllzeit beträgt in diesem Fall 536 s.



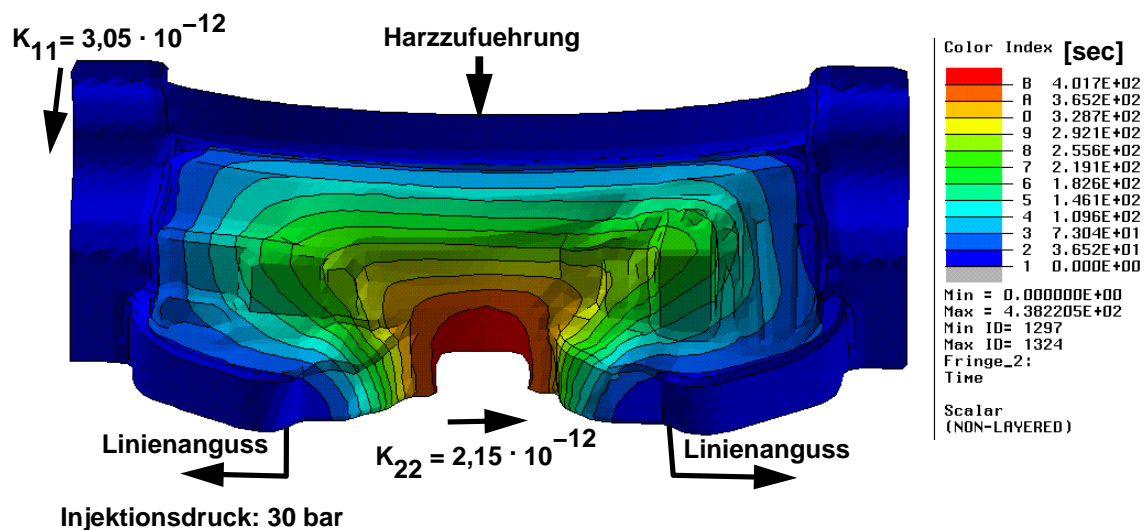
**Abb. 6.10:** Fließfrontverlauf vollständig belegtes Werkzeug, Linienanguss rundum (unterbrochen), Injektionsdruck: 3 MPa

Die erste Maßnahme zur Verkürzung der Füllzeit ist eine genauere Anpassung der Preform an das Bauteil. In Abb. 6.11 ist die neue Aufteilung der Kavität in das Angusssystem und die Belegung mit Faserverstärkung dargestellt. Die hellgrauen Bereiche repräsentieren das Gelege, die dunkelgrauen Teile des Modells markieren den Bereich des Angusses und die nicht mit Gelege gefüllten Bereiche der Kavität. Der Angusskanal hat die gleichen Abmessungen wie im vorigen Modell. Die nicht mit Gelege gefüllten Bereiche der Kavität haben eine Höhe von 3,5 mm. Das Modell entspricht also dem gleichen Werkzeug wie die vorherige Version.

Abb. 6.12 zeigt die entstehenden Fließfronten bei einem Injektionsdruck von 3 MPa. Auch hier bleibt das Füllverhalten unkritisch, da die Fließfronten stabil in der unteren Mitte der Kavität zusammenlaufen. Die Füllzeit kann durch diese Maßnahme um fast 20% auf 438 s reduziert werden.



**Abb. 6.11:** Angusskanal und Belegung des Werkzeuges (minimale Belegung)

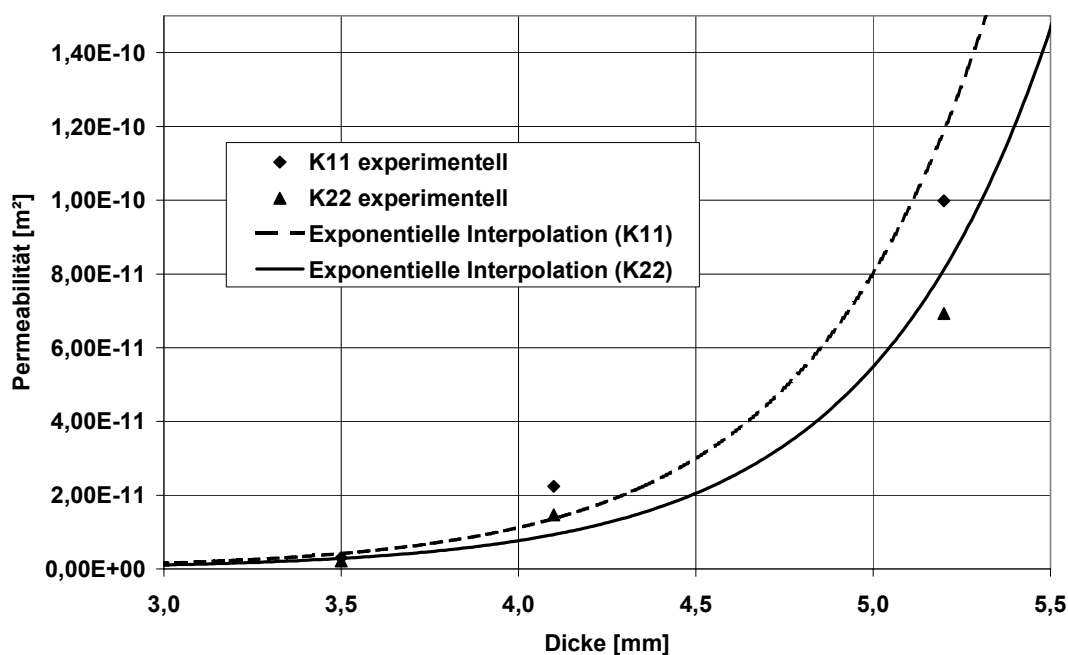


**Abb. 6.12:** Fließfrontverlauf bei minimal belegtem Werkzeug, Linienanguss rundum (unterbrochen), Injektionsdruck 3 MPa

Trotz einer Optimierung der Angusskonfiguration und des zu füllenden Bereiches sind die erforderlichen Zeiten zur Füllung des Bauteils immer noch sehr hoch. Im Folgenden wird daher eine Maßnahme diskutiert, die zu einer deutlichen Verringerung der Füllzeit führt. Prinzipiell sind neben der eigentlichen Geometrie die Parame-



ter Permeabilität des Geleges, die Viskosität des Harzes und der Angussdruck für die Fülldauer verantwortlich. Die Permeabilität spielt hierbei jedoch eine besondere Rolle: Zwar geht die Permeabilität, wie auch der Angussdruck und die Viskosität, linear in die erforderliche Füllzeit ein, jedoch lässt sich im Bauteil die Permeabilität in weitaus größeren Bereichen verändern (durch eine Änderung des Faservolumenanteils) als die beiden anderen Parameter. Um diesen Einfluss zu dokumentieren, wurde die Permeabilität des verwendeten Geleges in Abhängigkeit von der Bauteildicke (Aufdickung des Bauteils bei unverändertem Gelegeaufbau) gemessen. Es wurde zusätzlich zu den im Vorfeld bestimmten Werten (bei 3,5 mm Bauteildicke) die Permeabilität bei 4,1 mm und 5,15 mm Bauteildicke bestimmt. Frühere Untersuchungen [25], [51] haben gezeigt, dass sich die Permeabilität exponentiell in Abhängigkeit vom Fasergehalt ändert. Zwischen den Werten wird daher mittels einer exponentiellen Trendkurve interpoliert. Die folgende Abb. 6.13 stellt die Permeabilität des verwendeten Geleges in Abhängigkeit von der Bauteildicke dar.



**Abb. 6.13:** Permeabilität in Abhängigkeit von der Bauteildicke

Die Messkurve ist nicht statistisch abgesichert, da aufgrund geringer verfügbarer Materialmengen nur eine bzw. zwei Messungen durchgeführt werden konnten. Die gemessenen Werte liegen aber im erwarteten Bereich.

Legt man diese Permeabilitäten den beiden Modellvarianten aus Kapitel 6.1.4 zugrunde, so ergeben sich folgende Füllzeiten in Abhängigkeit von der Bauteildicke bei einem Injektionsdruck von 3 MPa (Tabelle 6.4):

**Tabelle 6.4:** Füllzeit in Abhängigkeit von der Permeabilität

Bauteildicke [mm]	Füllzeit Variante 1 [s]	Füllzeit Variante 2 [s]
3,5	536	438
4,1	74	61
4,5	43	35
5,2	16	13

Es ist ersichtlich, dass die erforderlichen Füllzeiten stark abnehmen, da schon mit einer geringen Erhöhung der Bauteildicke (konstanter Lagenaufbau) die Permeabilität in erheblichem Umfang steigt. So verursacht eine Erhöhung der Dicke des Bauteils um 0,6 mm (20%) eine Verringerung der Füllzeit auf ca. 1 Minute (600%). Die Füllzeiten bei größeren Dicken sind jedoch nur theoretischer Natur, da aufgrund der stark ansteigenden Fließgeschwindigkeiten und Volumenströme sowohl Probleme mit der RTM-Anlage bezüglich der Fördermenge als auch mit der Bauteilqualität, durch z.B. erhöhten Porengehalt sowie Faserverschiebungen und Ausschwemmungen auftreten.

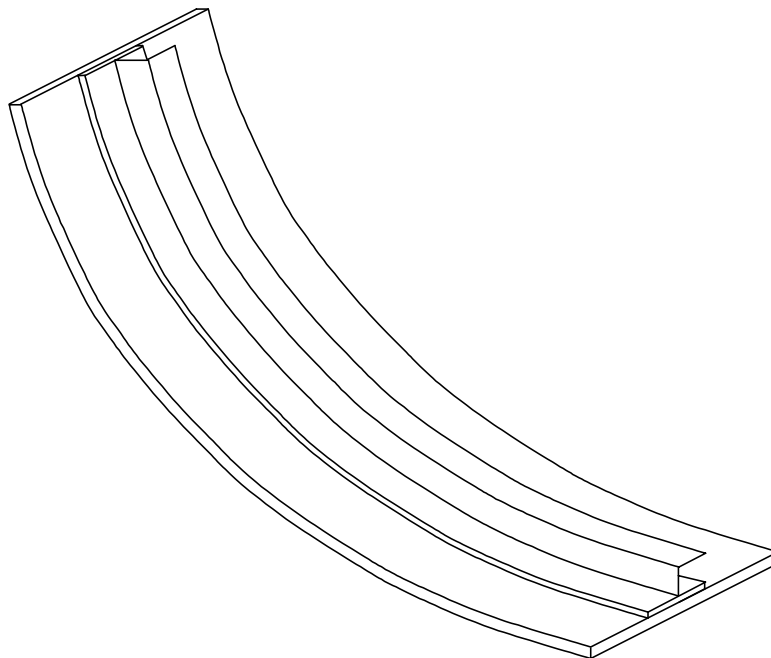
Durch eine gezielte Änderung des Preformaufbaus im Hinblick auf eine optimierte Permeabilität [49], [58] oder durch Verwendung hochpermeabler Zwischenlagen [97] lässt sich ebenfalls eine Reduktion der Füllzeit erreichen. Dieses Vorgehen wird hier jedoch nicht weiter untersucht.



## 6.2 Simulation des RFI-Verfahrens (Flugzeug-Hilfsspannt)

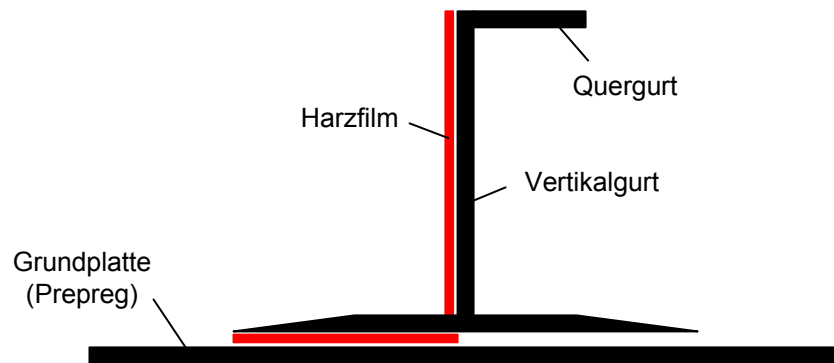
### 6.2.1 Beschreibung und Herstellung des Bauteils

Als zweites Beispielbauteil wurde ein versteifter Hilfsspannt ausgewählt, der im Flugzeugbau verwendet wird. Bei diesem Bauteil handelt es sich um ein Außenhaut-Teil, das mit einem sogenannten LZ-Querschnitt verstärkt wurde. Die Aufgabe dieser Verstärkung ist die Verhinderung des Beulens in der Außenhaut, sowie die Übertragung von Querkräften. Eine Skizze dieses Bauteils ist in Abb. 6.14 dargestellt.



**Abb. 6.14:** Versteiftes Segment aus einer Flugzeugaußenhaut

Das Außenwandsegment wird in einem kombinierten RFI/Handlaminier-Verfahren hergestellt, wobei die eigentliche Außenhaut aus einem Prepreg besteht, der Versteifungsspannt dagegen im RFI-Verfahren hergestellt wird. Im folgenden Bild ist ein Querschnitt durch die Geometrie des Bauteils dargestellt, die Position des Harzfilmes ist ebenfalls gekennzeichnet.



**Abb. 6.15:** Querschnitt durch den Spant mit Einlegeposition des Harzfilmes (grau)

### 6.2.2 Modellbildung und Softwareauswahl

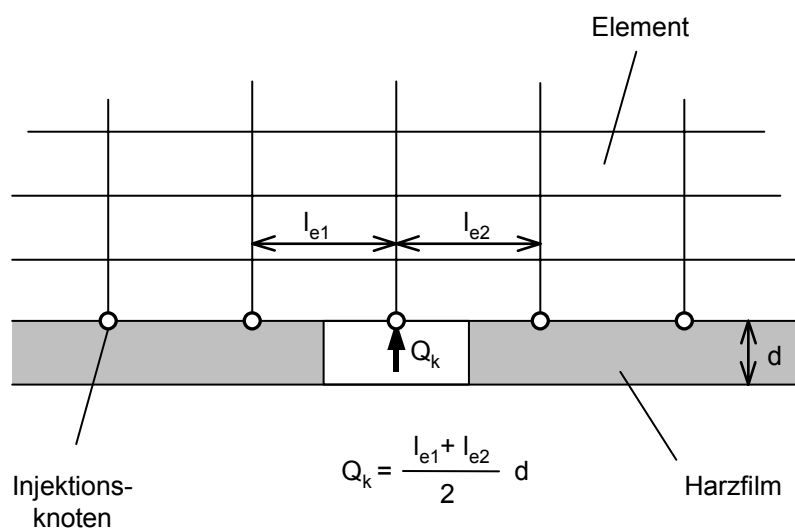
Simulationstechnisch gesehen ist das RFI-Verfahren sehr komplex. Derzeit ist auf dem Markt noch kein Simulationsprogramm verfügbar, das ein RFI-Verfahren, insbesondere den sich auflösenden und dabei das Gelege imprägnierenden Harzfilm, adäquat simulieren kann.

Durch eine näherungsweise Beschreibung des Verfahrens durch die Simulation soll aber dennoch versucht werden, Aussagen über diesen Prozess zu treffen. Es werden nun im einzelnen die Vereinfachungsschritte und Lösungsansätze zur Simulation dieses RFI-Bauteils beschrieben.

Analysiert man die Fließbedingungen, so scheint die Verwendung einer dreidimensionalen Berechnung zunächst unumgänglich. Es handelt sich bei dieser Struktur um ein zwar dünnwandiges, dreidimensionales Bauteil, jedoch erfolgt verfahrensbedingt der Fluss des Harzes im Wesentlichen in der Dickenrichtung des Bauteils. Aufgrund der Tatsache, dass sich der Querschnitt über der Länge des Bauteils nicht ändert, ist es möglich, einen zweidimensionalen Schnitt in Querrichtung durch das Bauteil zu simulieren (vgl. Abb. 6.15). Damit werden zwei Vorteile erzielt: Zum einen kann damit die Rechenzeit erheblich verkürzt werden, zum anderen kann für dieses reduzierte Problem die 2D-Simulation LIMS eingesetzt werden, die aufgrund ihrer modularen Programmierbarkeit für diese Aufgabe besonders geeignet erscheint. Mit der Reduktion des Problems auf zwei Dimensionen werden folgende Vereinfachungen getroffen: Das Fließen des Harzsystems erfolgt ausschließlich in den Querschnittsrichtungen, ein Harzfluss in Längsrichtung des Bauteils findet nicht statt. Sofern über der

Länge des Bauteils keine Temperatur- oder Druckschwankungen auftreten, liefert die dreidimensionale Simulation exakt das gleiche Ergebnis und bedeutet gegenüber der 2-D Simulation keine Erweiterung der Ergebnisse.

Um den Prozess zu simulieren, wird das folgende Modell verwendet: Basis ist der zweidimensionale Querschnitt des Spantes mit den Abmessungen des späteren, fertigen Bauteils (Abb. 6.15). Der Harzfilm wird an seiner Einlegeposition durch einen diskretisierten Linienanguss ersetzt. Im Gegensatz zur konventionellen RTM-Simulation wird das injizierte Volumen pro Knoten jedoch begrenzt. Das Verfahren wird in Abb. 6.16 schematisch dargestellt:

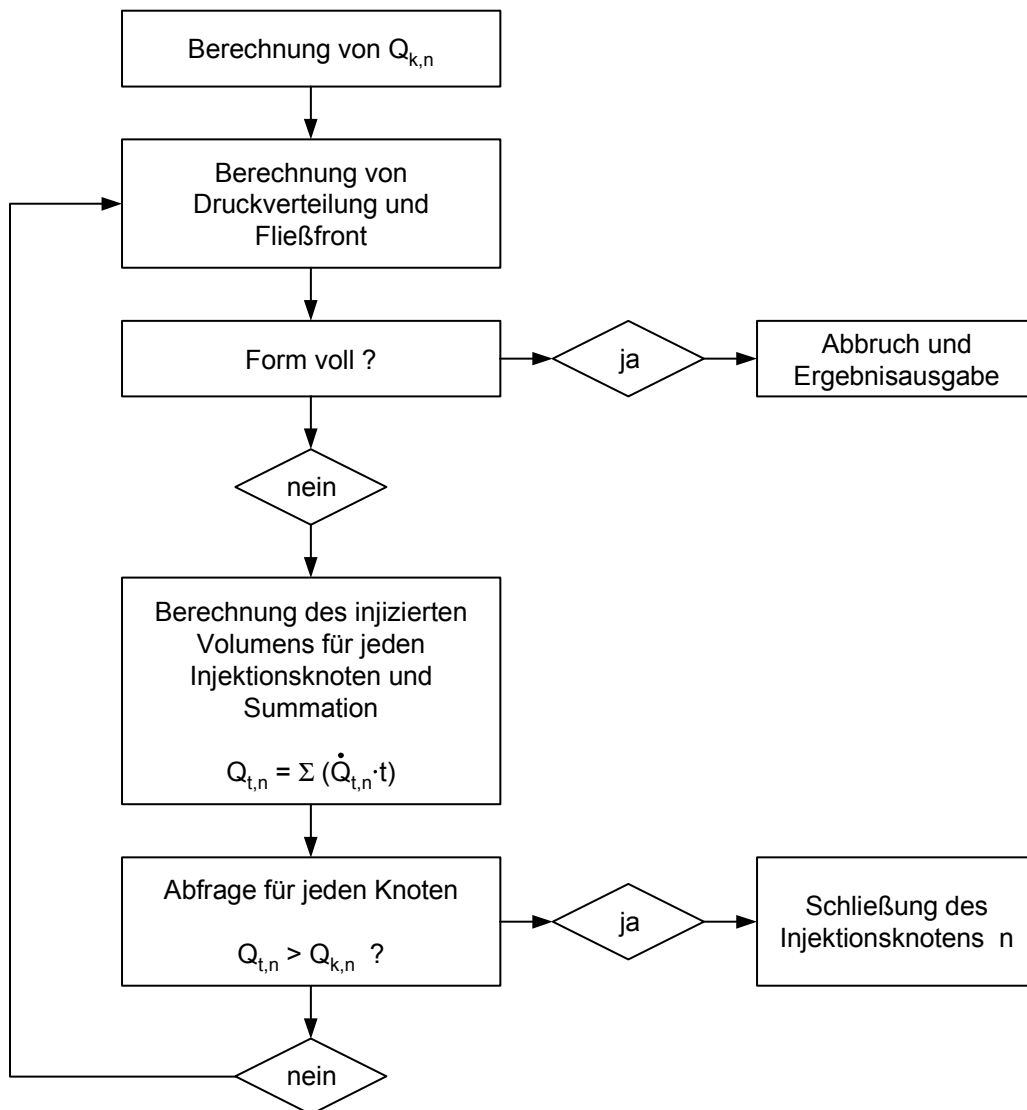


**Abb. 6.16:** Verteilung des Harzfilmes auf die Injektionsknoten

Pro Injektionsknoten steht ein Volumen  $Q_k$  zur Verfügung. Dieses Volumen berechnet sich gemäß der Gleichung:

$$Q_k = \frac{l_{e1} + l_{e2}}{2} d \quad (6.2)$$

Hierin bedeuten  $l_{e1/2}$  die Elementlängen der an den Injektionsknoten angrenzenden Elemente,  $d$  ist die (lokale) Dicke des Harzfilmes. Im Verlauf der Simulation wird nun für jeden Knoten der aktuelle Volumenstrom und das bereits injizierte Gesamtvolumen pro Injektionsknoten bestimmt. Daraus ergibt sich folgendes Flussdiagramm der Simulation:



**Abb. 6.17:** Flussdiagramm der RFI-Simulation

### 6.2.3 Randbedingungen der Simulation

Die Simulation erfolgt isotherm, das Aufschmelzen des Harzes wird nicht berücksichtigt. Aufgrund der Prozessbedingungen wird als Injektionsdruck der Umgebungsdruck verwendet, dieser beträgt 0,1 MPa. Die Simulation erfolgt druckgesteuert mit konstantem Injektionsdruck über die gesamte Prozesszeit.

Da hier nur eine methodische Demonstration und keine experimentelle Verifizierung der Simulation vorgenommen wird, werden die Materialparameter auf Basis von

praxisnahen Werten angenommen. Im einzelnen wurden folgende Werte verwendet (Tabelle 6.5):

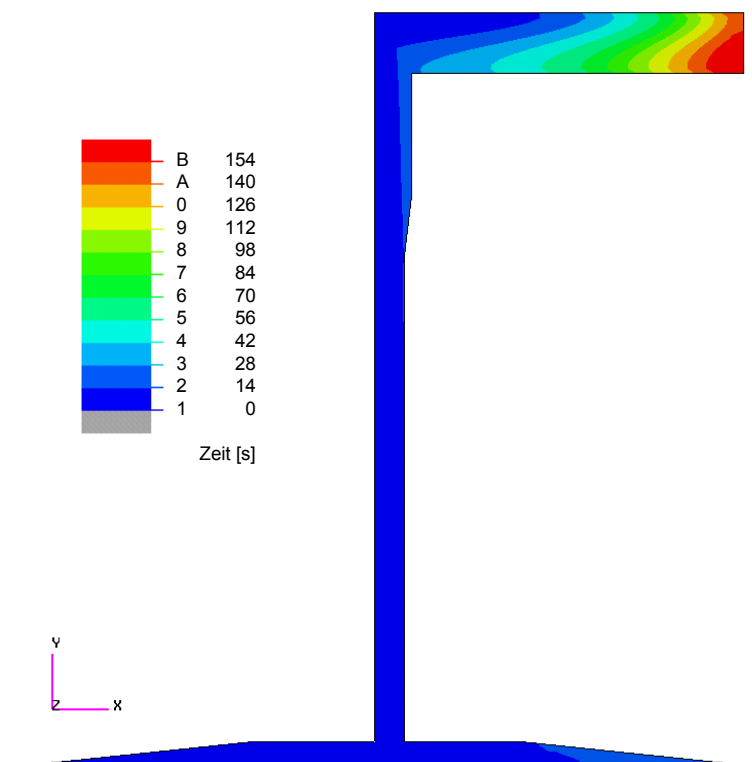
**Tabelle 6.5:** Parameter der Simulation

Parameter	Wert
Permeabilität in Dickenrichtung $K_z$	$1 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2$
Permeabilität in Querrichtung $K_y$	$1 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$
Viskosität des Harzes $\eta$	100 mPa
Faservolumengehalt $\varphi$	50%

## 6.2.4 Ergebnisse und Optimierungsschritte

### 6.2.4.1 Ergebnis für die Ausgangskonfiguration

Als Ergebnis der Simulation wird das Füllbild sowie die Füllzeit geliefert. Die Füllzeit beträgt 168 Sekunden. Der Fließfrontverlauf in Abhängigkeit von der Zeit ist in der folgenden Abb. dargestellt.

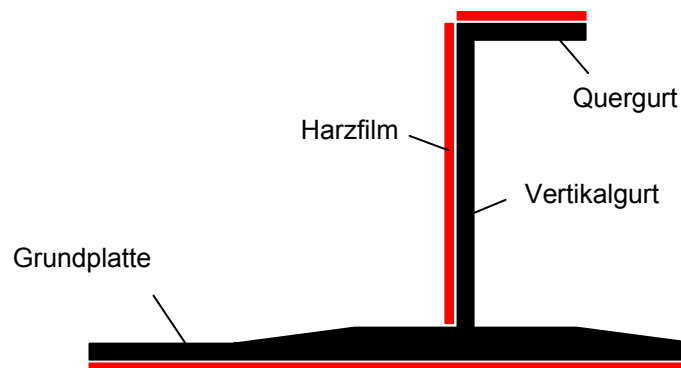


**Abb. 6.18:** Fließfrontverlauf der Versteifungsrippe in Ausgangskonfiguration

Die recht große Füllzeit von 168 Sekunden resultiert im Wesentlichen aus Füllproblemen im oberen Quergurt, da hier erhebliche Fließwege zurückzulegen sind. In zweiter Linie wird die Füllzeit von der unteren Versteifung am Fuß des vertikalen Spantes dominiert. Die Füllzeit soll in einem ersten Schritt optimiert werden, indem zunächst die Einlegepositionen des Harzfilmes verändert werden.

#### 6.2.4.2 Optimierung durch Änderung der Einlegeposition

Um den Gelegeaufbau zu vereinfachen und einen Arbeitsschritt einzusparen, wird nun die untere Basisplatte nicht mehr als Prepreg ausgeführt, sondern ebenfalls im RFI-Verfahren hergestellt. Der obere Quergurt, der im Wesentlichen in der vorhergehenden Konfiguration die Füllzeit dominiert hat, wird jetzt mit einem Harzfilm belegt. Damit ergibt sich nun die in der folgenden Abb. dargestellte veränderte Ausgangskonfiguration.

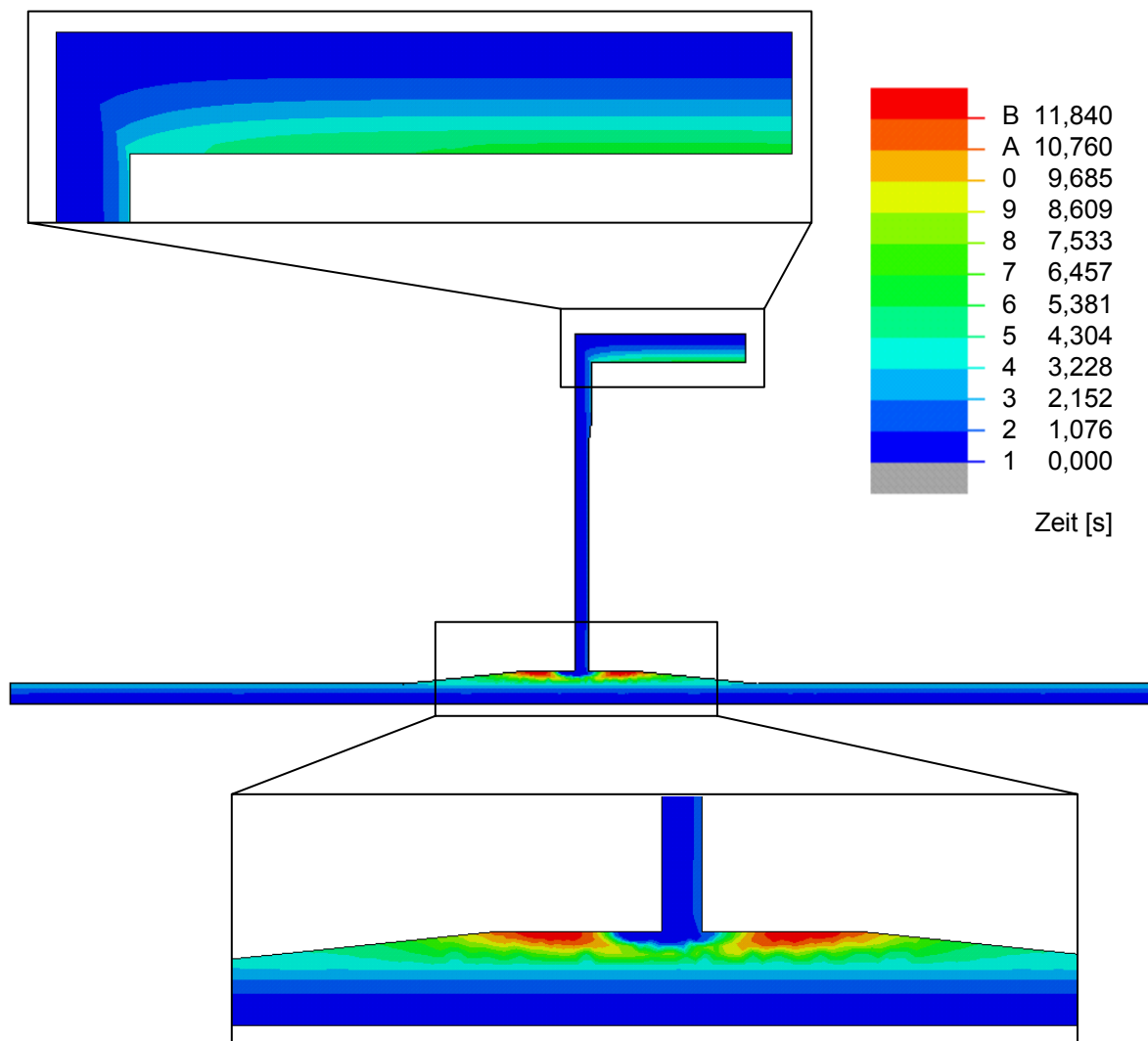


**Abb. 6.19:** Querschnitt durch den Spant mit veränderter Einlegeposition des Harzfilmes

Die Simulation erfolgt unter den gleichen Randbedingungen wie im vorhergehenden Fall, also isotherm, mit Umgebungsdruck als konstantem Injektionsdruck. Das Ergebnis der Simulation ist in Abb. 6.20 dargestellt.

Es fällt auf, dass die Füllzeit um ein Vielfaches kleiner geworden ist. Sie beträgt nach dem ersten Optimierungsschritt mit knapp 12 Sekunden weniger als 10% der ursprünglich benötigten Füllzeit. Gegenüber der vorherigen Variante ist hier nicht mehr der obere Quergurt für die Füllzeit dominierend, sondern der Bereich am Fuß des Vertikalgurt wird als letztes gefüllt. Da alle anderen Bereiche des Bauteils bereits

nach 6 bis 8 Sekunden vollständig gefüllt sind, beträgt der Zeitverlust in dieser recht begrenzten Region 4 bis 6 Sekunden. Lediglich eine beidseitige Platzierung des Harzfilmes auf dem Bauteil führt zu einer Verkürzung der Fließwege, führt aber in der Praxis zu Problemen. Daher wird nun eine zusätzliche Variante vorgestellt, diesen Prozess bezüglich der Füllzeit weiter zu optimieren.

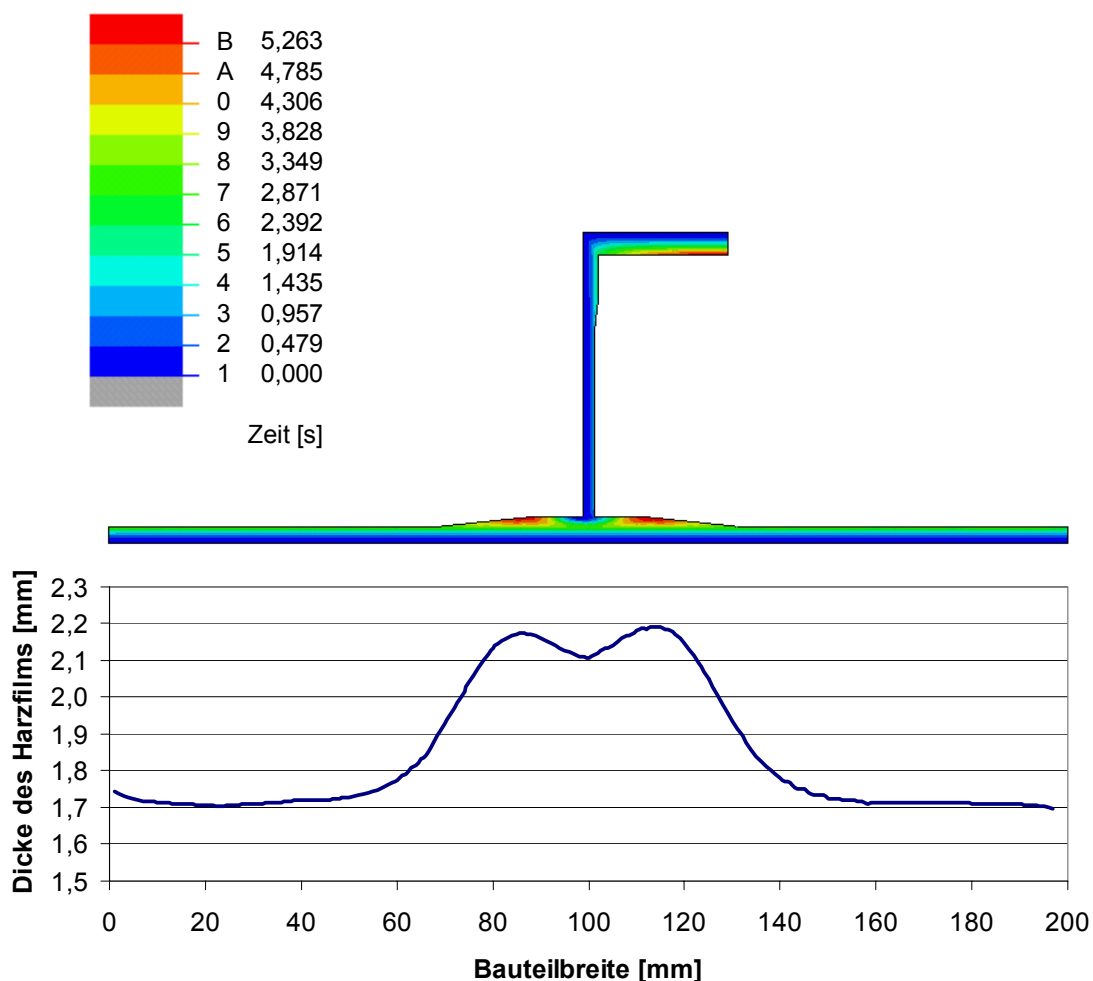


**Abb. 6.20:** Fließfrontverlauf und Füllzeiten der Rippe mit optimierter Platzierung des Harzfilmes

#### 6.2.4.3 Optimierung durch Änderung der Harzfilmdicke

Da die Möglichkeiten der Optimierung durch Änderung der Harzfilmplatzierung erschöpft sind, wird jetzt versucht, die Füllzeit durch eine lokale Anpassung der Harzfilmdicke weiter zu verkürzen.

Der Füllalgorithmus wird hierzu leicht verändert. Die Injektionsknoten werden nun nicht mehr nach Erreichen des vorgegebenen Grenzvolumens, das aus der Harzfilmdicke resultiert, geschlossen, sondern an jedem Knoten wird ein unendlicher Vorrat angenommen. Nach Abschluss der Füllung wird aus dem injizierten Volumen pro Knoten ermittelt, welche lokale Dicke der Harzfilm besitzen müsste, um dem Harzbedarf an dieser Stelle zu genügen. Nach dieser Modifikation ändert sich das Füllbild nur unwesentlich. Die Füllzeit jedoch sinkt mit ca. 5,3 Sekunden auf nochmals die Hälfte des ersten Optimierungsschrittes. In Abb. 6.21 ist die errechnete optimale Dickenverteilung für die Basisplatte, bei der noch das größte Optimierungspotential bestand, angegeben.



**Abb. 6.21:** Fließfrontverlauf und Füllzeiten des Spantes mit optimierter Dickenverteilung des Harzfilmes (oben). Optimale Dickenverteilung des Harzfilmes über der Bauteilbreite.



Trotz der erforderlichen Vereinfachungen bei der Modellbildung des RFI-Verfahrens bedeutet der Einsatz der Simulation einen erheblichen Vorteil in der Auslegung eines solchen Prozesses. Es ist möglich, ohne experimentellen Aufwand zu betreiben, eine große Anzahl unterschiedlicher Verfahrensvarianten auszuprobieren und nur noch die optimierte Variante aus der Simulation zu erproben. Insbesondere die optimale Verteilung der Dicke des Harzfilmes ist selbst für erfahrene Konstrukteure und Werker nur schwer im Voraus abzuschätzen und somit ein wertvoller Hinweis für die Prozessoptimierung. Problembereiche bezüglich der Füllung sind durch die Simulation vorab bekannt. Diese können durch eine geänderte Füllstrategie rechtzeitig eliminiert werden. Insgesamt bedeutet der Einsatz der Simulation ein erheblicher Zeit- und Kostenvorteil in der Konstruktion, Auslegung und Prozessoptimierung von Bauteilen.

## 7 Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wird die methodische Anwendung der Harzinjektionssimulation beschrieben. Hierzu werden drei Hauptaspekte betrachtet: Zunächst werden die im verwendeten Simulationsmodell getroffenen Vereinfachungen auf ihre Auswirkung auf die Anwendung der Simulation untersucht. Anschließend wird die Beschaffung der Eingabeparameter für die Simulation diskutiert, der dritte Aspekt beschäftigt sich mit der methodischen Modellauswahl zur Optimierung des Zeit- und Kostenaufwandes. Anhand zweier sehr unterschiedlicher Beispiele wird schließlich die methodische Vorgehensweise bei einer Harzinjektionssimulation demonstriert.

Grundsätzlich konnte die Simulation verifiziert werden. Sowohl für unidirektionales Fließen als auch für bidirektionales Fließen ergab sich für geringe und mittlere Fließgeschwindigkeiten eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment. Bei Fließgeschwindigkeiten oberhalb von etwa 3 cm/s wurde ein deutliches Nachlassen der Genauigkeit der Simulation beobachtet. Es ist anzunehmen, dass in zunehmenden Maße Trägheits- und Reibungseffekte die experimentellen Ergebnisse beeinflussen, und somit die Voraussetzung der schleichenden Strömung im Simulationsmodell (Gesetz von D'Arcy) nicht mehr erfüllt ist. Ab dieser Fließgeschwindigkeit eignet sich das Simulationsmodell nur noch beschränkt zur Vorhersage des Fließverhaltens.

Eine besondere Problematik wurde bei der Modellierung eines Punktangusses in der Simulation identifiziert. Dieser darf in der FEM nicht als Einzelknoten modelliert werden, da es ansonsten zu einer Singularität im Modell kommt, und damit kein stabiles Ergebnis mehr erzeugt werden kann. Umgehen lässt sich diese Problematik, indem ein Punktanguss näherungsweise durch 4 Knoten beschrieben wird. Ein solches Angussmodell liefert ausreichend genaue Ergebnisse.

Eine besondere Herausforderung in der Simulationstechnik ist stets die Ermittlung der Modellparameter. Neben den recht einfach bestimmbareren Eingabeparametern wie Injektionsdruck, Viskosität des Harzes oder auch thermische Daten der beteiligten Komponenten, spielt die Permeabilität des Faserhalbzeuges eine zentrale Rolle. Insbesondere in Dickenrichtung lässt sich der für die Simulation benötigte Parameter der ungesättigten Permeabilität aufgrund der kurzen Fließwege und der schwierigen

Zugänglichkeit der Fließfront nur mit großem Aufwand bestimmen. Die gesättigte Permeabilität ist jedoch vergleichsweise einfach bestimmbar.

Für unidirektionale Gelege wurde in dieser Arbeit ein Modell entwickelt, das auf Basis der Werte im gesättigten Versuch die Werte für ungesättigtes Material vorhersagen kann. Das Modell basiert auf einer einfachen Parallelschaltung und Reihenschaltung von Einzelpermeabilitäten der Fließkanäle und der Faserbündel. Die unterschiedlichen Permeabilitätswerte im gesättigten und ungesättigten Fall resultieren aus einer Kompression des Faserbündels aufgrund des umgebenden Flüssigkeitsdruckes, die in der Tränkungsphase zu einer Aufweitung des Raumes zwischen den Faserbündeln führt. Zur Beschreibung dieses Effektes wird ein dimensionsloser Kompressionsfaktor  $\kappa$  eingeführt, der das Volumen des komprimierten Faserbündels auf das ursprüngliche Volumen des Faserbündels bezieht. Beim Fließen in Faserrichtung führt dieser Effekt aufgrund der Dominanz der Fließkanäle in der Gesamtpermeabilität insgesamt zu einer Steigerung der Permeabilität, in Querrichtung wird dagegen eine Reduzierung beobachtet, da sich durch die kompressionsbedingte Verringerung der Permeabilität der Faserbündel die Permeabilität auch insgesamt verkleinert. In diesem Fall tragen die Fließkanäle nur geringfügig zur Ausbreitung des Fluides in Fließrichtung bei. Die Modellvorhersage für gesättigte und ungesättigte Permeabilitäten konnten im Experiment verifiziert werden. Unter der Annahme, dass beim Fließen in Dickenrichtung eine ähnliche Fließmechanik vorliegt wie bei einer Strömung in der Ebene des Materials quer zur Faserrichtung, lassen sich mit diesem Modell die Werte für die ungesättigte Permeabilität aus den gesättigten Permeabilitätswerten errechnen. Kritischer Parameter des Modells ist der Kompressionsfaktor  $\kappa$ , der eine Funktion des Faservolumengehaltes und des Fluiddruckes ist. Zur Weiterentwicklung des Modells muss daher diese Abhängigkeit untersucht werden. Ziel ist es dabei, ein Modell der Kompression des Faserbündels zu erstellen, damit die bisher notwendige experimentelle Bestimmung durch ein Berechnungsmodell ersetzt werden kann.

Um die Entscheidung hinsichtlich der Dimensionalität eines Finite-Elemente-Modells für die Fließsimulation zu erleichtern, wurde eine analytische Berechnungsformel entwickelt, die näherungsweise den Fehler angibt, der bei Verwendung eines 2D-Modells im Vergleich zu einem 3D-Modell entsteht. Parameter dieser Formel sind der relative Fließweg (Fließweg bezogen auf die Bauteildicke) und das Verhältnis zwi-

schen der Permeabilität in der Ebene und Dickenrichtung. Die Formel ist gültig für einen Linienanguss mit Imprägnierung in Dickenrichtung der Preform. In weiteren Arbeiten müssen diese Ergebnisse für Punktangüsse verifiziert und angepasst werden. Problematisch hierbei ist die benötigte Rechenzeit, da hierfür ein vollständig dreidimensionales Modell benötigt wird.

An zwei Beispielen aus der Praxis wurde schließlich die methodische Optimierung zweier Injektionsprozesse demonstriert. Im ersten Beispiel (PKW-Stirnwand) wird insbesondere der Gesichtspunkt der fehlertoleranten Simulation betrachtet. Während bei Annahme konstanter Eingabeparameter die Simulation scheinbar eine optimale Lösung liefert, lassen sich bei aufgrund von Messfehlern oder Qualitätsschwankungen notwendiger Variation der Parameter erhebliche Defizite in der gefundenen Lösung aufzeigen. Erst die Berücksichtigung der Schwankungsbreite aller Eingabeparameter liefert eine zuverlässige Aussage über die Prozessstabilität. Weiterhin werden die Möglichkeiten der Auslegung des Angussystems und der Prozessoptimierung durch eine Anpassung der Prozessführung diskutiert.

Im zweiten Beispiel werden Möglichkeiten aufgeführt, mittels Simulation trotz ungünstiger Randbedingungen dennoch Aussagen zur Prozessoptimierung zu treffen. Es wurde das Füllverhalten eines im RFI-Verfahren hergestellten Außenwandbauteiles eines Flugzeuges unter Verwendung einer 2D-Simulation berechnet. Dazu wurde ein spezieller Algorithmus programmiert, der vereinfacht die Gegebenheiten des RFI berücksichtigt. Mit dessen Hilfe konnte die ursprünglich benötigte Füllzeit von 168 Sekunden auf 5,3 Sekunden reduziert werden.

Insgesamt ist die Prozesssimulation der Harzinjektionsverfahren in der Lage, einen wesentlichen Beitrag zur Prozessoptimierung zu leisten. Die größten Defizite bestehen noch immer in der Parameterbestimmung, insbesondere der Permeabilitätsermittlung. Um die Simulation auch industriell zu etablieren, ist es unbedingt erforderlich, weitere Forschung an Methoden zur Permeabilitätsbestimmung zu betreiben, um auf Experimente im Vorfeld der Simulation verzichten zu können. Denn nur unter diesen Voraussetzungen ist die Simulation für den Anwender attraktiv.

## 8 Literatur

- [1] Lin, Y.M.; Kang, M.; Hahn, T.: A finite element analysis of convection problems in RTM using internal nodes. *Composites Part A* (2000), Nr. 31, S. 373/383
- [2] Parseval, Y.; Pillai, K.M.; Advani, S.G. : A Simple Model for the Variation of Permeability due to Partial Saturation in Dual Scale Porous Media. *Transport in Porous Media* (1997), Nr. 27, S. 243/264
- [3] D'Arcy, H.P: *Les Fontaines Publiques de la Ville Dijon*, Victor Dalmont, Paris, (1856).
- [4] Pillai, K.M.; Advani, S.G.: A numerical and analytical Study to estimate the effect of two length scales upon the permeability of a fibrous porous medium. *Transport in porous media* (1995), Nr. 21(1)
- [5] Douglas, J.; Arbogast, T. : Dual porosity models for flow in naturally fractured reservoirs, *Dynamics of fluids in hierarchical Porous Media*, (1990) Academic Press, New York
- [6] Pillai, K.M.; Advani, S.G.: A Model for unsaturated flow in Woven Fiber Preforms during Mold Filling in resin transfer molding, *Journal of Composite Materials* 32, (1998), Nr. 19, S. 1753/1783
- [7] Ranganathan, S.; Phelan, F.; Advani, S.G.: A generalized model for the transverse fluid permeability in unidirectional fibrous media. *Polymer Composites* 17, (1996), Nr. 2, S. 222/230
- [8] Carman, P.C.: *Flow of Gases through Porous Media*. Butterwoths (1956), London
- [9] Westhuizen, J.; Du Plessis, J.P.: Quantification of unidirectional fiber bed permeability. *Journal of Composite Materials* 28 (1994), Nr. 7, S. 619/637
- [10] Du Plessis, J.P.; Masliyah, J.H.: Mathematical modelling of flow through consolidated isotropic porous media. *Transport in Porous Media* (1988), Nr. 3, S. 145/161
- [11] Brusckke, M.: A predictive Model for Permeability and non-isothermal flow of viscous and shear-thinning Fluids in anisotropic fibrous Media. *Dissertation am Center for Composite Material* (1992), University of Delaware

- [12] Sullivan, R. R.: Specific Surface Measurements on Compact Bundles of Parallel Fibres. *Journal of Applied Physics* (1942), Nr. 13, S. 725/730
- [13] Gutowski, T.G.; Cai, Z.; Bauer, S. et al.: Consolidation experiments for laminate composites. *Journal of Composite Materials* (1987), Nr. 2, S 650/669
- [14] Bird, R.B.; Armstrong, C.; Hassager, O.: *Dynamics of polymeric Liquids*. John Wiley & Sons, 2. Edition (1987), New York
- [15] Chan, A.W.; Morgan, R.J.: Tow-Impregnation during Resin Transfer Molding of bidirectional nonwoven Fabrics. *Polymer Composites* 14 (1993), Nr. 4, S. 335/340
- [16] Pillai, K.M.; Advani, S.G.: Wicking across a Fiber Bank. *Journal of Colloid and Interface Science* 183 (1996), S. 100/110
- [17] Pillai, K.M.; Advani, S.G.: Numerical Simulation of unsaturated flow in woven fiber preforms during the resin transfer molding process. *Polymer Composites* 19 (1998), Nr. 1, S. 71/80
- [18] Parnas, R.; Howard, G.; Luce, T.; Advani: Permeability Characterization Part 1: A proposed standard reference fabric for permeability. *Polymer Composites* 16 (1995) Nr. 6, S. 429/445
- [19] Gutowski, T.G.; Morigaki, T.; Cai, Z.: The consolidation of laminate composites. *Journal of Composite Materials* 21 (1987), S. 172/188
- [20] Gebart, B.R.: Permeability of unidirectional Reinforcements for RTM. *Journal of Composite Materials* 26 (1992), Nr. 8, S. 1100/1133
- [21] Datenblatt Ciba-Geigy: Araldit LY556, Härter HY917, Beschleuniger DY070, Feb. 1992
- [22] Daimler Benz AG, Datenblätter und Zeichnungen, Stand: 1997
- [23] Lunström, T.S.; Stenberg, R.; Bergström, R. et al.: In plane permeability measurements: a nordic round-robin study. *Composites Part A* 31 (2000), S. 29/43
- [24] Horn, J.: *Grundwissen des Ingenieurs* (1981), Verlag Harri Deutsch, Thun und Frankfurt/Main
- [25] Shafi, V.: Beitrag zur Charakterisierung der Permeabilität flächiger Verstärkungsstrukturen. Dissertation an der IVW-GmbH, Universität Kaiserslautern (1995)

- 
- [26] Maier, M.: Berechnung und Konstruktion von Verbundwerkstoffen. Vorlesungsskript WS 98/99, Universität Kaiserslautern.
- [27] N.N.: RTM-Today. Produktinformation Plastech Thermoset Tectonics, Ausgabe Frühling/Sommer 2000
- [28] N.N.: Produktinformation Alusuisse Composites (1998)
- [29] Beckswith, S.W; Hyland, C.: Resin Transfer Molding: A Decade of Technology advances. SAMPE Journal (1998), Ausg. November/Dezember
- [30] Fercock, G.; Legall, T.; Honoré, T.: Injection Eco, an environmentally safe alternative for the fabrication of large-sized parts. Composites (international issue) (2000), Nr. 38, S. 77/80
- [31] Potter, K.D.: The early history of the resin transfer moulding process for aerospace applications. Composites Part A 30 (1999). S. 619/621
- [32] Kruckenberg, T.: Liquid Molding of a Composite Aileron, SAMPE Journal, Vol. 34, No. 1, Januar/Februar 1998, S. 38/45
- [33] Wienhold, P.; Wozniak, J.: The Application of SCRIMP VARTM Fabrication Technology to the Compressed Natural Gas Integrated Storage System, SAMPE Journal, Vol. 34, No. 1, Januar/Februar 1998, S. 5 – 10
- [34] Owen, M.; Rudd, C.: Resin Transfer Moulding (RTM) for Automotive Components, Composite Material Technology, Vol. 37 (1991), S. 177 - 183
- [35] Bruschke, M.; Advani, S.: RTM: Filling Simulation of Complex Three-Dimensional Shell-Like Structures, 46<sup>th</sup> Annual Conference of the Society of the Plastics Industry, Februar 1991
- [36] Li, S.; Gauvin, R.: Numerical Analysis of the resin Flow in Resin Transfer Moulding, Journal of Reinforced Plastics and Composites 10 (1991), S. 314/327
- [37] Melick, H.; Haagh, G. et al.: Simulation of Mould Filling in Resin Transfer Moulding, Advanced Composites Letters 7 (1998), No. 1, S. 17/22
- [38] Boime, B.; Ferland, P.: Mold Filling Simulation of the Resin Transfer Molding Process for Complex Three-Dimensional Ribbed Parts, 40<sup>th</sup> international SAMPE-Symposium 1995.

- [39] Deb, M.; Reddy, M.: Finite Element Analysis of Three-Dimensional RTM-Process, ANTEC'98
- [40] Lim, S.; Lee, W.: Numerical Simulation of Three Dimensional Resin Transfer Mold Filling Process, Textile Composites in Building Construction, 1996, S. 645 - 653
- [41] Simacek, P.; Sozer, E.M.; Advani, S.G.: User manual for DRAPE 1.1 and LIMS 4.0, CCM-Report 98-01 (1998), University of Delaware Center for Composite Materials.
- [42] Fong, L.L.; Liu, B.; Varma R.R.; Advani, S.G.: Liquid injection molding simulation LIMS User's manual Version 3.3, CCM-Report 95-06 (1995), University of Delaware Center for Composite Materials.
- [43] Han, K.; Jiang, S.; Zhang, C.; Wang, B.: Flow modelling and Simulation of SCRIMP for Composites manufacturing. Composites Part A 31 (2000), S. 79/89
- [44] Trevino, L.; Rupel, K. et al: Analysis of resin injection molding in molds with pre-placed fiber mats. I Permeability and compressibility measurements. Polymer Composites (1991), S. 12/20
- [45] Pillai, K.M.; Tucker III, C.L.; Phelan, F.R.: Numerical Simulation of injection/compression liquid composite molding. Part 1: Mesh generation. Composites Part A 31 (2000), S. 87/94
- [46] Tucker C.L.; Dessenberger R.B.: Governing Equations for Flow and Heat Transfer in Stationary Fiber Beds. Flow and Rheology in Polymer Composites Manufacturing, (1994), S.257/323
- [47] Boccard A.; Lee W.I.; Springer G.S.: Model for determining the vent locations and the fill time of resin transfer molds. Journal of Composite Materials 29, (1995), Nr. 3, S.306/333
- [48] Friedrichs B.; Gueceri S.I.: A hybrid numerical technique to model 3-D flow fields in resin transfer molding processes. Polymer Engineering and Science 35, (1995), Nr. 23, S.1834/1851



- [49] Griffin P.R.; Grove S.M.; Russell P.; Short D.; Summerscales J.; Guild F.J.: The effect of reinforcement architecture on the long-range flow in fibrous reinforcements. *Composites Manufacturing* 6, (1995), Nr. 3-4, S.221/235
- [50] Pearce N.; Summerscales J.: The compressibility of a reinforcement fabric. *Composites Manufacturing* 6, (1995), Nr. 1, S.15/21
- [51] Phelan F.R.jun.: Numerical simulation of injection/compression liquid composite molding. *Advanced Composites Conf., Proceedings of the 11th Annual ESD Conf.& Exposition, Dearborn, USA*, (1995), S.177/188
- [52] Trochu F.; Boudreault J.F.; Gao D.M.; Gauvin R.: Three-dimensional flow simulations for the resin transfer molding process. *Materials and Manufacturing Processes* 10, (1995), Nr. 1, S.21/26
- [53] Wu C.J.; Hourng L.W.: Permeable boundary condition for numerical simulation in resin transfer molding. *Polymer Engineering and Science* 35, (1995), Nr. 16, S.1272/1281
- [54] N.N.: Is RTM ready for mass production? *Reinforced Plastics*, (1995), Nr. 1, S.26/34
- [55] N.N.: Concargo revolutionizes high volume RTM. *Reinforced Plastics*, (1995), Nr. 9, S.62/64
- [56] N.N.: Hollow RTM becomes a booming business. *Reinforced Plastics*, (1995), Nr. 1, S.20/23
- [57] N.N.: Matrasur devolops RTM for the masses. *Reinforced Plastics*, (1995), Nr. 6, S.60/62
- [58] Summerscales J.; Griffin P.R.; Grove S.M.; Guild F.J.: Quantitative microstructural examination of RTM fabrics designed for enhanced flow. *Composite Structures* 32, (1995), S.519/529
- [59] Luce T.L.; Advani S.G.; Howard J.G.; Parnas R.S.: Permeability Characterization. Part 2: Flow Behavior in Multiple-Layer Preforms. *Polymer Composites* 16, (1995), Nr. 6, S.446/458

- [60] Lundström T.S.; Gebart B.R.: Effect of Perturbation of Fibre Architecture on Permeability Inside Fibre Tows. *Journal of Composite Materials* 29, (1995), Nr. 4, S.424/443
- [61] Calado V.M.A.; Advani S.G.: Effective Average Permeability of Multi-Layer Pre-forms in Resin Transfer Molding. *Composites Science and Technology* 56, (1996), S.519/531
- [62] Gauvin R.; Trochu F.; Lemenn Y.; Diallo L.: Permeability Measurement and Flow Simulation Through Fiber Reinforcement. *Polymer Composites* 17, (1996), Nr. 1, S.34/42
- [63] Hammami A.; Gauvin R.; Trochu F.; Touret O.; Ferland P.: Analysis of the edge effect on flow patterns in liquid composites molding. *Applied Composite Materials*, (1996), S.1/25
- [64] Han K.; Lee L.J.: Dry spot formation and changes in liquid composite molding: I - Experimental. *Journal of Composite Materials* 30, (1996), Nr. 13, S.1458/1474
- [65] Han K.; Lee L.J.; Nakamura S.; Shafi A.; White D.: Dry spot formation and changes in liquid composite molding: II - Modeling and simulation. *Journal of Composite Materials* 30, (1996), Nr. 13, S.1475/1493
- [66] Lekakou C.; Johari M.A.K.; Norman D.; Bader M.G.: Measurement techniques and effects on in-plane permeability of woven cloths in resin transfer molding. *Composites, Part A* 27A, (1996), S.401/408
- [67] Mychajluk G.; Manoochchri S.; Parnas R.S.: Resin Transfer Molding Process Optimization for Minimum Cycle-Time. *Journal of Advanced Materials*, (1996), S.9/18
- [68] Preziosi L.; Joseph D.D.; Beavers G.S.: Infiltration of initially dry, deformable porous media. *International Journal of Multiphase Flow* 22, (1996), Nr. 6, S.1205/1222
- [69] Rudd C.D.; Long A.C.; Mc Geehin P.; Smith P.: In-Plane Permeability Determination for Simulation of Liquid Composite Molding of Complex Shapes Polymer Composites 17, (1996), Nr. 1, S.52/59

- [70] Trochu F.; Hammami A.; Benoit Y.: Prediction of fibre orientation and net shape definition of complex composite parts Composites, Part A 27A, (1996), S.319/328
- [71] Williams C.; Summerscales J.; Grove S.: Resin Infusion under Flexible Tooling (RIFT): a review Composites, Part A 27A, (1996), S.517/524
- [72] Gelin J.C.; Cherouat A.; Boisse P.; Sabhi H.: Manufacture of thin composite Structures by the RTM Process: Numerical Simulation of the shaping Operation Composites Science and Technology 56, (1996), S.711/718
- [73] Reeves S.; McCarthy R.F.J.; Adams A.A.; Ivany R.; Clough A.; Sudol M.: RTM begins to realize its potential Reinforced Plastics, (1996), Nr. 9, S.50/53
- [74] N.N.: Fiesta's RTM spoiler breaks new ground Reinforced Plastics, (1996), Nr. 3, S.20/24
- [75] Loos A.C.; MacRae J.D.: A Process Simulation Model for the manufacture of a blade-stiffened panel by the Resin Film Infusion Process Composites Science and Technology 56, (1996), S.273/289
- [76] Lebrun G.; Gauvin R.; Kendall K.N.: Experimental investigation of resin temperature and pressure during filling and curing in a flat steel RTM mould Composites, Part A 27A, (1996), S.347/355
- [77] Liu B.; Bickerton S.; Advani S.G.: Modeling and simulation of resin transfer molding (RTM) - gate control, venting and dry spot prediction Composites, Part A 27A, (1996), S.135/141
- [78] Bickerton S.; Advani S.G.: Experimental investigation and flow visualization of the resin-transfer mold-filling process in a non-planar geometry Composites Science and Technology 57, (1997), S.23/33
- [79] Bickerton S.; Simacek P.; Guglielmi S.E.; Advani S.G.: Investigation of draping and its effects on the mold filling process during manufacturing of a compound curved composite part. Composites, Part A 28A, (1997), Nr. 9/10, S.801/816
- [80] Binetruy C.; Hilaire B.; Pabiot J.: The interactions between flows occurring inside and outside fabric tows during RTM Composites Science and Technology 57, (1997), S.587/596

- [81] Gupte S.K.; Advani S.G.: Flow near the permeable boundary of a porous medium: An experimental investigation using LDA Experiments in Fluids 22, (1997), S.408/422
- [82] Hammond V.H.; Loos A.C.: The Effects of Fluid Type and Viscosity on the Steady-State and Advancing Front Permeability Behavior of Textile Preforms Journal of Reinforced Plastics and Composites 16, (1997), Nr. 1, S.50/71
- [83] Owusu-Ofori S.P.; Pai D.M.; Sadler R.L.: Prediction of race tracking in resin transfer molding ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, CAE and Intelligent Processing of Polymeric Materials, Dallas, TX, USA, (1997), S.351/360
- [84] Yu H.W.; Young W.B.: Optimal Design of Process Parameters for Resin Transfer Molding Journal of Composite Materials 31, (1997), Nr. 11, S.1113/1140
- [85] N.N.: Simulating the RTM process European Plastic News, February 1997, (1997), S.45
- [86] Thuis H.G.S.J.; Biemans C.: Design, fabrication and testing of a composite bracket for aerospace applications. Composite Structures 38, (1997), Nr. 1-4, S.91/98
- [87] Abraham D.; Mc Ilhagger R.: Experimental Investigation of Design Rules for Resin Gating and Venting Using the Vacuum Injection Technique Polymers & Polymer Composites 6, (1998), Nr. 7, S.455/464
- [88] Ambrosi D.; Preziosi L.: Modeling matrix injection through elastic porous preforms. Composites, Part A 29A, (1998), Nr. 1/2, S.5/18
- [89] Criss J.M.; Connell J.W.; Smith J.G.: Resin transfer molding of phenylethynyl imides. 30th International SAMPE Technical Conference, 1998, San Antonio, TX, USA 30, (1998), S.341/350
- [90] Hammami A.; Gauvin R.; Trochu F.: Modelling the Edge Effect in Liquid Composites Molding Composites, Part A 29A, (1998), S.603/609
- [91] Lekakou C.; Bader M.G.: Mathematical modelling of macro- and micro-infiltration in resin transfer moulding (RTM). Composites, Part A 29A, (1998), S.29/37

- [92] Lin M.; Hahn H.T.; Huh H.: A finite element simulation of resin transfer molding based on partial nodal saturation and implicit time integration. *Composites, Part A* 29A, (1998), Nr. 5/6, S.541/550
- [93] Padmanabhan S.; Pitchumani R.: Effects of parameter uncertainties on non-isothermal mold filling during RTM. 43rd International SAMPE Symposium and Exhibition. Part 2, Anaheim, CA, USA 43, (1998), S.1275/1288
- [94] Pham X.T.; Trochu F.; Remade J.F.; Gauvin R.: Simulation of compression resin transfer molding. *Computer Methods in Composite Materials* 6, (1998), S.87/96
- [95] Ranganathan S.; Easterling R.G.; Advani S.G.; Frederick R.P. Jr.: The Effect of Micro-Structure Variations on the Permeability of Preform Materials. *Polymers & Polymer Composites* 6, (1998), Nr. 2, S.63/73
- [96] Remacle J.F.; Brard J.; Trochu F.: A natural way to simulate flow driven injections in liquid composite molding. *Computer Methods in Composite Materials* 6, (1998), S.97/107
- [97] Tari M.J.; Imbert J.P.; Lin M.Y.; Lavine A.S.; Hahn H.T.: Analysis of Resin Transfer Molding with High Permeability Layers. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 120, (1998), S.609/616
- [98] Velten K.: Quantitative analysis of the resin transfer molding process. *Journal of Composite Materials* 32, (1998), Nr. 20, S.1865/1892
- [99] Weitzenböck J.R.; Shenoi R.A.; Wilson P.A.: Measurement of three-dimensional permeability. *Composites, Part A* 29A, (1998), S.159/169
- [100] Golestanian H.; El-Gizawy A.S.: Physical and Numerical Modeling of Mold Filling in Resin Transfer Molding. *Polymer Composites* 19, (1998), Nr. 4, S.395/407
- [101] Han K.; Ni J.; Toth J.; Lee L.J.; Greene L.P.: Analysis of an Injection/Compression Liquid Composite Molding Process. *Polymer Composites* 19, (1998), Nr. 4, S.487/496
- [102] Hourng L.W.; Chang C.Y.: The Influence of Capillary Flow on Edge Effect in Resin Transfer Molding. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 17, (1998), Nr. 1, S.2/25

- [103] Luthy T.; Hintermann M.; Mosler H.; Ziegmann G.; Ermanni P.: Dependence of the 1-D permeability of fibrous media on the fibre volume content: comparison between measurement and simulation. *Computer Methods in Composite Materials* 6, (1999), S.433/442
- [104] Kruckenberg T.; Raju J.: Liquid Molding of a Composite Aileron. *SAMPE Journal* 34, (1998), Nr. 1, S.38/45
- [105] Wienhold P.D.; Wozniak J.J.: The Application of SCRIMP VARTM Fabrication Technology to the Compressed Natural Gas Integrated Storage System. *SAMPE Journal* 34, (1998), Nr. 1, S.5/10
- [106] N.N.: LCM offers flexible production. *Reinforced Plastics*, (1998), Nr. 2, S.26/29
- [107] Kanapady R.; Tamma K.K.; Baddourah M.; Mark A.: High performance computing on a symmetric multiprocessor (SMP) environment for RTM process modeling of large complex structural geometries. *Advances in Engineering Software* 29, (1998), Nr. 3-6, S.399/408
- [108] Mohan R.V.; Tamma K.K.; Shires D.R.; Mark A.: Advanced manufacturing of large-scale composite structures: process modeling, manufacturing simulations and massively parallel computing platforms. *Advances in Engineering Software* 29, (1998), Nr. 3-6, S.249/263
- [109] Athanasiadis D.; Sol H.: Identification of the permeability properties of a fiber reinforcement in the RTM process by a mixed numerical/experimental method. *Computer Methods in Composite Materials* 6, (1999), S.169/179
- [110] Breard J.; Remacle J.F.; Pham X.T.; Trochu F.: The effect of the pressure boundary condition on mold filling simulations in liquid composite molding. *Computer Methods in Composite Materials* 6, (1999), S.77/86
- [111] Cairns D.S.; Humbert D.R.; Mandell J.F.: Modeling of resin transfer molding of composite materials with oriented unidirectional plies. *Composites, Part A* 30A, (1999), Nr. 3, S.375/383
- [112] Kang M.K.; Lee W.I.: Analysis of Resin Transfer/Compression Molding Process. *Polymer Composites* 20, (1999), Nr. 2, S.293/304

- [113] Ma Y.; Shishoo R.: Permeability Characterization of Different Architectural Fabrics. *Journal of Composite Materials* 33, (1999), Nr. 8, S.729/749
- [114] Mohan R.V.; Ngo N.D.; Tamma K.K.: On a pure finite-element-based methodology for resin transfer mold filling simulations. *Polymer Engineering and Science* 39, (1999), Nr. 1, S.26/43
- [115] Padmanabhan S.K.; Pitchumani R.: Stochastic modeling of nonisothermal flow during resin transfer molding. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 42, (1999), Nr. 16, S.3057/3070
- [116] Weitzenböck J.R.; Shenoi R.A.; Wilson P.A.: Radial flow permeability measurement. Part A: Theory. *Composites, Part A* 30A, (1999), S.781/796
- [117] Weitzenböck J.R.; Shenoi R.A.; Wilson P.A.: Radial flow permeability measurement. Part B: Application. *Composites, Part A* 30A, (1999), S.797/813
- [118] McConnell V.P.: Rapid evolution in resin transfer moulding - Part one: Advanced RTM. *International Newsletters* 2, (1999), S.6/8
- [119] Thuis H.G.S.J.: Development of a composite cargo door for an aircraft. *Composite Structures* 47, (1999), S.813/819
- [120] Kang M.K.; Lee W.I.: A flow-front refinement technique for the numerical simulation of the resin-transfer molding process. *Composite Science and Technology* 59, (1999), S.1663/1674
- [121] Antonelli D.; Farina A.: Resin transfer moulding: mathematical modelling and numerical simulations. *Composites, Part A* 30A, (1999), S.1367/1385
- [122] Um M.K.; Lee S.K.: A Study on the Determination of In-Plane Permeability of Fiber Preforms. *Polymer Composites* 20, (1999), Nr. 6, S. 771/779
- [123] Pham X.T.; Trochu F.: Simulation of Compression Resin Transfer Molding to Manufacture Thin Composite Shells. *Polymer Composites* 20, (1999), Nr. 3, S. 436/459
- [124] Mathur R.; Fink B.K.; Advani S.G.: Use of Genetic Algorithms to Optimize Gate and Vent Locations for the Resin Transfer Molding Process. *Polymer Composites* 20, (1999), Nr. 2, S. 167/178

- [125] Lai C.L.; Young W.B.: The Effects of Preforming Induced Variable Permeabilities on the RTM Molding. *Polymer Composites* 20, (1999), Nr. 2, S. 225/239
- [126] Friedman H.L.; Johnson R.A.; Gusev V.; Neimark A.V.; Buvel D.; Salem D.R.: Visualization and Quantification of Forced In-Plane Flow Through Deformed Porous Media. *Polymer Composites* 20, (1999), Nr. 5, S. 613/627
- [127] Schmidt F.M.; Lafleur P.; Berthet F.; Devos P.: Numerical Simulation of Resin Transfer Molding Using Linear Boundary Element Method. *Polymer Composites* 20, (1999), Nr. 6, S. 725/732
- [128] Pearce N.R.L.; Summerscales J.; Guild F.J.: *Composites, Part A31A*, (2000), S. 1433/1441
- [129] Trochu, F.; Gauvin, R.: Some issues about the numerical simulation of mold filling in resin transfer molding. *Advanced Composite Letters* 1 (1992); Nr. 1, S. 41/43
- [130] Kissinger, C. ; Mitschang, P. ; Neitzel, M.: 3-dimensional Fluid propagation in RTM-Processing, *Proceedings of "Advancing with Composites 2000"*, 9-11 Mai, Mailand, Italien, (2000), S. 93/98
- [131] Ismail Y.M.; Springer G.S.: Interactive Simulation of Resin Transfer Molding *Journal of Composite Materials* 31, (1997), Nr. 10, S.954/980
- [132] Lehmann, U.: Herstellung von endlosfaserverstärkten, hohlen Formteilen mit innendruckbeaufschlagten Kernen im Harzinjektionsverfahren. Dissertation an der RWTH Aachen (1999)





# IVW - Schriftenreihe Band 26

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH - Kaiserslautern

---

Ulrich Huber

Zur methodischen Anwendung der  
Simulation der Harzinjektionsverfahren

Die Deutsche Bibliothek – CIP-Einheitsaufnahme

Huber, Ulrich:

Zur methodischen Anwendung der Simulation der Harzinjektionsverfahren /  
Ulrich Huber. – Kaiserslautern : IVW, 2002

(IVW-Schriftenreihe ; Bd. 26)

Zugl.: Kaiserslautern, Univ., Diss., 2001

ISBN 3-934930-22-0

Herausgeber: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH  
Erwin-Schrödinger-Straße  
Universität Kaiserslautern, Gebäude 58  
67663 Kaiserslautern

Verlag: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

Druck: Universität Kaiserslautern  
ZBT – Abteilung Foto-Repro-Druck

D-386

© Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2001

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photographie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISSN 1615-021X  
ISBN 3-934930-22-0

# **Zur methodischen Anwendung der Simulation der Harzinjektionsverfahren**

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik  
der Universität Kaiserslautern  
zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)**  
genehmigte Dissertation

von  
**Dipl.- Ing. Ulrich Huber**  
aus Mannheim

Tag der mündlichen Prüfung: 2. Oktober 2001

Prüfungsvorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. D.-H. Hellmann
1. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. M. Maier
2. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. G. Ziegmann